

Titre: Effet de l'écrouissage sur la propagation d'une fissure à partir d'un trou chargé dans des alliages d'aluminium 2024-T351 et 7474-T7351
Title:

Auteur: Jean-François Bolduc
Author:

Date: 2006

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Bolduc, J.-F. (2006). Effet de l'écrouissage sur la propagation d'une fissure à partir d'un trou chargé dans des alliages d'aluminium 2024-T351 et 7474-T7351
Citation: [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
<https://publications.polymtl.ca/7923/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/7923/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche:
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

EFFET DE L'ÉCROUISSAGE SUR LA PROPAGATION
D'UNE FISSURE À PARTIR D'UN TROU CHARGÉ DANS DES ALLIAGES
D'ALUMINIUM 2024-T351 ET 7475-T7351

JEAN-FRANÇOIS BOLDUC
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
AOÛT 2006



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-494-19282-5

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-494-19282-5

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

EFFET DE L'ÉCROUISSAGE SUR LA PROPAGATION
D'UNE FISSURE À PARTIR D'UN TROU CHARGÉ DANS DES ALLIAGES
D'ALUMINIUM 2024-T351 ET 7475-T7351

présenté par: BOLDUC Jean-François

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. LÉVESQUE Martin, Ph.D., président

Mme BERNARD Marie, Ph.D., membre et directrice de recherche

M. BUI-QUOC Thang, D.Sc.A., membre et codirecteur de recherche

M. THÉRIAULT Yves, M.Eng., membre

Dédicace

À Caroline,
pour ses encouragements, sa confiance et sa patience.

REMERCIEMENTS

Je désire tout d'abord remercier ma directrice de recherche Madame Marie Bernard et mon co-directeur Monsieur Thang Bui-Quoc pour leur support, leur rigueur scientifique et leur honnêteté intellectuelle.

Les essais en laboratoire n'auraient pu être complétés avec succès sans l'aide précieuse, les suggestions judicieuses et la grande disponibilité de Messieurs Denis Julien, assistant de recherche, et Benedict Besner, technicien en laboratoire. De plus, leur sens de l'humour subtil a permis d'alléger certains moments.

Ce projet a en partie été rendu possible par le support de Bombardier Aéronautique. Merci à Messieurs Michel Beaulieu et Steven Perry, ingénieurs en structures, pour leurs commentaires éclairés et pertinents ainsi que leurs encouragements et leur disponibilité. Merci à Monsieur Sébastien Cabana, gestionnaire en méthodes, pour l'écrouissage des trous fait avec diligence. Finalement, merci à Monsieur Carlos Trindade, responsable des technologies stratégiques, pour avoir approuvé le support financier et matériel de ce projet.

RÉSUMÉ

Le procédé d'écrouissage d'un trou d'assemblage est une technique simple et peu coûteuse couramment utilisée dans l'industrie de l'aéronautique pour améliorer la résistance en fatigue des composantes. Dans le présent travail, l'influence de ce procédé sur la vie en propagation d'un trou transmettant totalement une charge en cisaillement double par l'entremise d'une plaque en alliage d'aluminium est étudiée. Deux alliages d'aluminium aéronautique (Al 2024-T351 et Al 7475-T7351) avec une marge de bord (rapport entre la distance du centre du trou au bord de la plaque et le diamètre du trou) de 2,4 ont été considérés. Le niveau d'écrouissage de 3,58 % pratiqué au trou a été choisi.

Le travail est composé de trois volets : programme expérimental pour étudier l'évolution des fissures sous un chargement cyclique, analyse numérique pour déterminer le champ de contraintes résiduelles dû à l'écrouissage et calculs de vie en fatigue propagation à l'aide du logiciel NASGRO.

Pour le premier volet, un programme d'essais en fatigue propagation a été réalisé sur des échantillons (plaques) ayant un trou non-écroui ou un trou écroui. Pour chaque échantillon, une entaille initiale en coin au bord du trou a été pratiquée avant le début de l'essai. Les essais ont été effectués sous une charge cyclique d'amplitude constante ayant un rapport de charge R_σ (charge cyclique minimale/charge cyclique maximale) de 0,05. Trois niveaux différents de charge ont été considérés, ce qui donne trois niveaux de contrainte nominale (σ_n max): 87, 116 et 145 MPa (12,6 , 16,8 et 21,0 ksi). Au cours d'un essai, le transfert total de la charge appliquée se produit à la paroi du trou et la longueur des fissures a été mesurée à l'aide d'un système de vidéo caméra. Concernant le deuxième volet, une étude du comportement de la plaque par la méthode des éléments finis a été effectuée pour déterminer les champs de contraintes induites par l'écrouissage et, ensuite, les champs de contraintes du trou écroui soumis à un chargement cyclique. Les résultats de ces champs de contraintes sont utilisés comme données d'entrée d'un programme de calculs de vie en fatigue propagation. Enfin, pour le dernier volet, le logiciel

NASGRO 5.0 faisant appel à des modèles connus dans le domaine de la fatigue propagation des matériaux a été utilisé pour calculer les vies en propagation en tenant compte des champs de contrainte déterminés par la méthode des éléments finis.

Les résultats expérimentaux ont montré que, pour un niveau de contrainte donné, l'alliage Al 2024-T351 a une vie en fatigue propagation supérieure à celle de l'alliage Al 7475-T7351, tant pour le trou non-écroui que pour le trou écroui. Le facteur d'amélioration de vie (rapport entre la vie de la plaque ayant un trou écroui et celle ayant un trou non-écroui) dû à l'écrouissage varie de manière inversement proportionnelle avec le niveau de la contrainte appliquée. Pour le premier alliage, ce facteur varie de 2,5 à 14,9 comparativement à 2,7 à 17,4 pour le second alliage. En termes de la contrainte normalisée (contrainte nominale/contrainte ultime), le facteur d'amélioration de vie de ces alliages peut raisonnablement être représenté par une courbe unique.

Concernant les caractéristiques des surfaces de rupture des échantillons, la fissure observée dans tous les cas est de type diamétral (deux fronts de fissure dans les ligaments de part et d'autre du trou). Les faciès de rupture ont révélé que la rupture finale de tous les échantillons s'est produite par clivage (rupture fragile) survenue à l'un des fronts de fissure suivie d'une rupture ductile (tension et flexion) à l'autre front.

Les résultats des analyses par éléments finis ont montré que le procédé d'écrouissage à 3,58% génère une contrainte résiduelle en compression près du bord du trou ; son intensité (en valeur absolue) atteint une valeur maximum (typiquement 427 MPa pour l'alliage Al 2024-T351 et 445 MPa pour l'alliage Al 7475-T7351) à une distance d'environ 1,0 mm du bord du trou au plan de la mi-épaisseur de la plaque. Cette contrainte a son intensité diminuée en s'éloignant du trou et devient en tension à partir d'une distance d'environ 3,0 mm (du bord du trou); elle passe ensuite par un maximum en tension (typiquement 141 MPa pour l'alliage Al 2024-T351 et 156 MPa pour l'alliage Al 7475-T7351) et finalement diminue graduellement jusqu'au bord de la plaque. De plus, le niveau des contraintes résiduelles varie selon

l'épaisseur de l'échantillon; il est plus élevé (en valeur absolue) à la mi-épaisseur et plus faible à la face d'entrée de l'échantillon (face où le mandrin a été introduit pour effectuer l'écrouissage).

Les calculs de vie en propagation à l'aide du logiciel NASGRO ont donné des résultats situés du côté conservateur, i.e. des vies calculées inférieures aux données expérimentales. En fait, le rapport entre la vie calculée (pour une fissure diamétrale) et la vie expérimentale est, en général, légèrement inférieur à l'unité, sauf pour le cas de l'alliage Al 2024-T351 ayant un trou non-écroui; pour ce dernier cas, ce rapport est de l'ordre de 0,4. Cette situation peut être expliquée par plusieurs facteurs, notamment : utilisation de la distribution de contrainte à la mi-épaisseur avec le modèle TC13, imprécision du champ de contraintes résiduelles obtenu par la méthode des éléments finis près du bord du trou à la face d'entrée du mandrin, considération du niveau d'écrouissage moyen (3,58%) dans la simulation par la méthode des éléments finis, effet négligé de l'entaille initiale et des fissures sur les champs de contraintes, caractéristiques de base de propagation des fissures situées du côté conservateur.

Les longueurs de fissure critique obtenues avec le logiciel NASGRO sont supérieures à celles obtenues par l'examen des faciès de rupture. Cette situation peut être due partiellement au fait que le modèle utilisé suppose un front de fissure droit alors qu'en réalité les fronts de fissure obtenus sont obliques. Il a été démontré dans la littérature qu'un front de fissure oblique est assujéti à une augmentation locale du facteur d'intensité de contrainte aux faces de la plaque. Étant donné que le taux de propagation s'accélère significativement à la toute dernière étape de la vie de l'échantillon, un écart dans la longueur critique de la fissure n'a pas un effet notable sur la vie calculée.

ABSTRACT

The cold working process applied to a hole of a joint assembly is a simple and low cost technique currently used in aerospace industry to delay the crack initiation emanating from the hole and to slow down its propagation. In this study, the influence of this process on the fatigue propagation life of a hole transmitting a full load in double shear is investigated. Plate specimens of two aluminium alloys (Al 2024-T351 and Al 7475-T7351) containing a hole with an edge margin (ratio between the distance from the center of the hole to the edge of the plate and the hole diameter) of 2.4 are considered. The level of cold working applied to the hole is 3.58%.

This study is composed of three parts: experimental program for investigating the crack extension under cyclic loading, numerical analysis for determining the residual stresses due to cold working process and fatigue propagation life calculations using NASGRO software.

For the first part, a fatigue propagation test program has been conducted on specimens having a non cold-worked hole or a cold-worked hole. For each specimen, an initial corner flaw was done at the hole edge before starting the test and tests were carried out under a cyclic load with a constant amplitude and a load ratio R_r (minimum cyclic load/maximum cyclic load) of 0.05. Three different loads were considered, resulting in three nominal stress levels: 87, 116 and 145 MPa (12.6, 16.8 and 21.0 ksi). During a fatigue test, the load transfer was achieved at the hole edge and the crack length was monitored by means of a video camera system. Concerning the second part, a finite element analysis was performed to establish the residual stress fields resulting from the cold working and, then, the stress fields of the cold-worked hole subjected to a cyclic loading. These results were then used as a data input for the software intended for calculating the fatigue propagation life. Finally, for the last part, a crack propagation software (NASGRO 5.0) incorporating several known models in the field of material fatigue behaviour was used to compute the

crack propagation lives taking into account the stress fields obtained from the finite elements analysis.

The test results have shown that, for a given nominal cyclic stress, the Al 2024-T351 aluminium alloy specimens have a propagation life larger than those of Al 7475-T7351 aluminium alloy, for both non cold worked and cold worked holes. For both alloys, the life improvement factor (ratio between the life of specimen with a cold worked hole and that with a non cold worked hole) resulting from cold working effect depends upon the applied stress; it decreases with an increase of the stress level. The life improvement factor for the first alloy ranges between 2.5 and 14.9 in comparison to 2.7 to 17.4 for the second alloy. In terms of the normalized stress (ratio between the nominal stress and the ultimate tensile stress), the life improvement factor for both alloys may be reasonably represented by a single equation.

Concerning the characteristics of the ruptured surface of the specimens, in all cases the crack extension is of the diametral type (two crack fronts in the ligaments on both sides of the hole). The cracked surfaces have shown that, in all cases, final failure occurred first by cleavage (brittle fracture) at one of the crack fronts, and then followed by ductile fracture (tension and bending) of the other crack front.

The results obtained from finite elements analysis have indicated that a cold working process of 3.58% applied to a hole generates a compressive residual stress near the hole edge; its intensity (in absolute value) reaches a maximum value (typically, 427 MPa for Al 2024-T351 and 445 MPa for Al 7475-T7351) at a location about 1.0 mm from the hole edge at the mid-thickness plane of the specimen. This stress has its intensity decreased farther from the hole edge and becomes in tension at a location of about 3.0 mm (from the hole edge), reaches a maximum value in tension (typically, 141 MPa for Al 2024-T351 and 156 MPa for Al 7475-T7351) and finally decreases gradually to the edge of the plate specimen. In addition, the residual stress level varies along the thickness of the plate; its intensity (in absolute value) at the mid-

thickness is larger than that at the entry face of the plate where the mandrel was introduced for cold working process.

The propagation lives obtained from NASGRO software stand on the conservative side, i.e. the calculated lives are smaller than the experimental data. In fact, the ratio between the calculated life (for a diametral-type crack) and the experimental life is, in general, slightly smaller than unity, except for the case of alloy Al 2024-T351 having a non cold worked hole; for the latter case, the ratio is about 0.4. This situation may be explained by several reasons, namely: utilisation of the stress distribution at mid-thickness of the plate in connection with TC13 model, inaccuracy of the residual stress field obtained by finite elements method in the zone near the hole edge at the mandrel entrance face, consideration of the average value of cold working (3.58%) in the simulation by finite element method, neglected effect of the initial flaw and cracks on the stress fields, conservative basic characteristics of crack propagation behaviour.

The critical crack lengths obtained from NASGRO software are larger than those obtained by examinations of the ruptured surface of the tested specimens. This situation may be explained in part by the fact that the analysis model used a through-thickness crack with a straight front while the actual crack front is oblique. It has been shown in the literature that an oblique crack front is subjected to a local increase of the stress intensity factor at the faces of the plate. Since the crack extension rate accelerates significantly at the last portion of the specimen life, a deviation in the critical crack length has practically no noticeable effect on the calculated fatigue life.

TABLE DES MATIÈRES

| | <u>page</u> |
|--|-------------|
| DÉDICACE..... | iv |
| REMERCIEMENTS | v |
| RÉSUMÉ..... | vi |
| ABSTRACT | ix |
| TABLE DES MATIÈRES..... | xii |
| LISTE DES TABLEAUX | xvii |
| LISTE DES FIGURES | xix |
| LISTE DES SYMBOLES | xliii |
| LISTE DES ANNEXES | xlvi |
| INTRODUCTION..... | 1 |
| PROBLÈME POSÉ ET OBJECTIFS | 1 |
| MÉTHODOLOGIE..... | 2 |
| ORGANISATION DU MÉMOIRE | 2 |
| CHAPITRE 1 ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE | 4 |

| | | |
|-------|--|----|
| 1.1 | Distribution des contraintes à l'interface trou-boulon | 4 |
| 1.1.1 | Interface trou-boulon parfaitement lisse | 6 |
| 1.1.2 | Interface trou-boulon avec friction..... | 12 |
| 1.1.3 | Remarques..... | 13 |
| 1.2 | Facteur d'intensité de contrainte (K) | 14 |
| 1.2.1 | K pour une fissure émanant d'un trou chargé dans une plaque infinie | 17 |
| 1.2.2 | Influence de la distribution de charge à l'interface trou-boulon sur K | 24 |
| 1.2.3 | K pour une plaque trouée de dimensions finies | 26 |
| 1.2.4 | Autres facteurs influents sur K | 31 |
| 1.2.5 | Fonctions de poids..... | 35 |
| 1.3 | Écrouissage du trou..... | 39 |
| 1.3.1 | Procédé d'écrouissage et contraintes induites..... | 39 |
| 1.3.2 | Évaluation des contraintes résiduelles induites par l'écrouissage..... | 42 |
| 1.3.3 | Relation contraintes-déformations pour un trou non-écroui ou écroui soumis à un chargement cyclique..... | 47 |

| | |
|--|----|
| 1.4 Conclusions | 49 |
| CHAPITRE 2 PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE | 51 |
| 2.1 Matériaux utilisés et leurs propriétés de base..... | 51 |
| 2.1.1 Propriétés en traction statique | 51 |
| 2.1.2 Propriétés cycliques..... | 54 |
| 2.1.3 Facteur d'intensité de contrainte critique | 56 |
| 2.2 Échantillons de fatigue et assemblage | 58 |
| 2.3 Procédure d'écrouissage | 60 |
| 2.4 Usinage par électro-érosion..... | 62 |
| 2.5 Programme d'essais en fatigue-propagation | 65 |
| 2.6 Suivi de la longueur des fissures | 67 |
| 2.7 Conclusion..... | 69 |
| CHAPITRE 3 ÉTUDE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU CHAMP DE CONTRAINTES APRÈS ÉCROUISSAGE ET CHARGEMENT..... | 70 |

| | |
|--|-----|
| 3.1 Procédé d'écrouissage..... | 70 |
| 3.1.1 Modélisation du procédé d'écrouissage | 70 |
| 3.1.2 Contraintes résiduelles et déformations générées par le procédé d'écrouissage | 74 |
| 3.2 Chargement cyclique | 78 |
| 3.2.1 Modélisation du chargement cyclique..... | 78 |
| 3.2.2 Contraintes induites par le chargement cyclique pour le trou non-écroui | 82 |
| 3.2.3 Contraintes induites par le chargement cyclique pour le trou écroui | 86 |
| 3.3 Conclusions | 95 |
| CHAPITRE 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET CALCUL DE VIE | 96 |
| 4.1 Analyse des résultats expérimentaux | 96 |
| 4.1.1 Contraintes cycliques en fatigue | 96 |
| 4.1.2 Effet de l'écrouissage sur la vie en propagation | 97 |
| 4.1.3 Évolution de la taille des fissures au cours du chargement cyclique..... | 102 |

| | | |
|--|---|-----|
| 4.1.4 | Caractéristiques du faciès de rupture | 107 |
| 4.2 | Calcul de vie en propagation..... | 115 |
| 4.2.1 | Logiciel NASGRO..... | 115 |
| 4.2.2 | Données nécessaires pour le logiciel NASGRO..... | 116 |
| 4.2.3 | Méthodologie..... | 119 |
| 4.2.4 | Résultats des calculs de vie en propagation | 120 |
| 4.3 | Conclusions..... | 129 |
| CHAPITRE 5 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS..... | | 131 |
| 5.1 | Conclusions..... | 131 |
| 5.2 | Recommandations | 133 |
| RÉFÉRENCES..... | | 135 |
| ANNEXES | | 143 |

LISTE DES TABLEAUX

| | <u>page</u> |
|---|-------------|
| Tableau 1.1 Caractéristiques des fissures diamétrales coin asymétriques étudiées par Fawaz et Anderson (2004)..... | 34 |
| Tableau 1.2 Sommaire des principales approches analytiques permettant le calcul des contraintes résiduelles dues à l'écrouissage (Bernard <i>et al</i> , 1993) | 43 |
| Tableau 2.1 Composition chimique en poids de l'alliage Al 2024 (Metals Handbook, 1990)..... | 52 |
| Tableau 2.2 Composition chimique en poids de l'alliage Al 2024 (Metals Handbook, 1990)..... | 52 |
| Tableau 2.3 Propriétés mécaniques de l'alliage Al 2024-T351 (direction L)..... | 54 |
| Tableau 2.4 Propriétés mécaniques de l'alliage Al 7475-T7351 (direction L)..... | 54 |
| Tableau2.5 Tolérances dimensionnelles de différents paramètres géométriques..... | 62 |
| Tableau 2.6 Programme d'essais ($R_\sigma = 0,05$; $f = 5$ Hz) | 66 |
| Tableau 3.1 Demi-angle de contact (α) en fonction de la charge appliquée | 81 |

| | | |
|--------------------|---|-----|
| Tableau 4.1 | Contrainte σ_n max correspondant aux différents niveaux de chargement cyclique | 97 |
| Tableau 4.2 | Valeurs des constantes dans l'équation 4.2 | 98 |
| Tableau 4.3 | Facteur d'amélioration de vie (FAV) pour un trou écroui à 3,58%..... | 100 |
| Tableau 4.4 | Dimensions de différentes fissures à la rupture et types de faciès de rupture | 111 |
| Tableau 4.5 | Comparaison des résultats de NASGRO aux résultats expérimentaux..... | 123 |
| Tableau B.1 | Forces appliquées aux nœuds pour le chargement cyclique 1 | 149 |
| Tableau B.2 | Forces appliquées aux nœuds pour le chargement cyclique 2 | 149 |
| Tableau B.3 | Forces appliquées aux nœuds pour le chargement cyclique 3 | 150 |
| Tableau D.1 | Nombre de cycles à la rupture (N_f) pour l'alliage Al 2024-T351..... | 163 |
| Tableau D.2 | Nombre de cycles à la rupture (N_f) pour l'alliage Al 7475-T7351 | 163 |
| Tableau G.1 | Normalized Stress Intensity Factor f_{w0} : Tension | 211 |

LISTE DES FIGURES

| | |
|--------------------|---|
| Figure 1.1 | Convention pour les contraintes agissant à la surface de contact trou-boulon5 |
| Figure 1.2 | Contrainte radiale selon une distribution en cosinus ($\alpha = 90^\circ$).....7 |
| Figure 1.3a | Variation du demi-angle de contact (α) en fonction de la charge appliquée, pour un état plan de contraintes (selon le modèle de Hou et Hills, 2001).....9 |
| Figure 1.3b | Variation du demi-angle de contact (α) en fonction de la charge appliquée pour un état plan de contraintes et un état plan de déformations (d'après le modèle de Hou et Hills, 2001)10 |
| Figure 1.4 | Distributions de la contrainte radiale à l'interface trou-boulon, pour la zone de contact définie par $\alpha = 42^\circ$, calculées selon l'équation 1.3 (Hou et Hills) et selon l'équation A.9 (cosinus)11 |
| Figure 1.5 | Contrainte radiales et contrainte de cisaillement selon la distribution de Knight ($\alpha = 90^\circ$)13 |
| Figure 1.6 | Définition de la marge de bord et de la marge d'extrémité dans une plaque trouée14 |

| | | |
|--------------------|--|----|
| Figure 1.7 | Différents types de fissures émanant du bord d'un trou d'assemblage | 16 |
| Figure 1.8 | Variation du facteur β (mode I) pour une fissure radiale traversante à partir d'un trou chargé à 100% dans une plaque infinie (selon le modèle de Rooke et Hutchins, 1984) | 18 |
| Figure 1.9 | Variation du facteur β (mode II) pour une fissure radiale traversante à partir d'un trou chargé à 100% dans une plaque infinie (selon le modèle de Rooke et Hutchins, 1984) | 18 |
| Figure 1.10 | Variation du facteur β (mode I) pour des fissures radiale et diamétrale traversantes à partir d'un trou chargé à 100% dans une plaque infinie avec la correction de Schijve (selon le modèle de Rooke et Hutchins, 1984) | 20 |
| Figure 1.11 | Représentation schématique d'une fissure diamétrale coin dans une plaque et identification des facteurs β | 22 |
| Figure 1.12 | Variation du facteur β (mode I) en fonction de θ pour une fissure diamétrale coin (selon ESDU 83033, 1984) | 22 |
| Figure 1.13 | Courbes du facteur β (mode I) pour une fissure radiale traversante et une distribution de charge à l'interface trou-boulon en cosinus (selon Rooke et Hutchins, 1984)..... | 25 |

| | | |
|--------------------|--|----|
| Figure 1.14 | Courbes du facteur β (mode I) pour une fissure radiale traversante et une distribution de charge à l'interface trou-boulon selon Hou et Hills (selon Rooke et Hutchins, 1984)..... | 25 |
| Figure 1.15 | Paramètres caractéristiques de la plaque trouée ayant des dimensions finies | 27 |
| Figure 1.16 | Variation du facteur β_e en fonction de R/e pour une fissure radiale ou diamétrale (d'après Newman, 1976) | 27 |
| Figure 1.17 | Variation du facteur β_h en fonction de h/e pour une fissure diamétrale (ESDU 83033, 1984) | 29 |
| Figure 1.18 | Variation du facteur β_a en fonction de $(a / (e - R))$ pour une fissure radiale (selon Newman, 1976) | 30 |
| Figure 1.19 | Variation du facteur β_a en fonction de $(a / (e - R))$ pour une fissure diamétrale (selon Newman, 1976)..... | 30 |
| Figure 1.20 | Fissure radiale traversante oblique et fissure diamétrale oin asymétrique..... | 31 |
| Figure 1.21 | Fronts de fissure et variation du facteur β (en mode I) en fonction de z/t et pour différentes valeurs de b/a , pour une fissure diamétrale oblique dans une plaque infinie, avec un trou chargé par une distribution en cosinus ($\alpha = 90^\circ$) (Fawaz, 1999) | 33 |

| | | |
|--------------------|---|----|
| Figure 1.22 | Facteur d'influence $M(a_1, a_2)$ en fonction de a_2/a_1 pour une fissure diamétrale coin asymétrique(Fawaz et Anderson, 2004) | 34 |
| Figure 1.23 | Illustration du principe de Bueckner pour le cas d'un trou chargé ayant une fissure (Mode I seulement)..... | 37 |
| Figure 1.24 | Distribution schématiques des contraintes d'interférence radiale et tangentielle, lors du passage du mandrin | 41 |
| Figure 1.25 | Distribution schématique des contraintes résiduelles radiale et tangentielle, après le retrait du mandrin (sans ré-écoulement) | 41 |
| Figure 1.26 | Distribution schématique des contraintes résiduelles radiale et tangentielle après le retrait du mandrin (avec ré-écoulement) | 42 |
| Figure 1.27 | Contraintes résiduelles tangentielles à travers le ligament d'une plaque trouée et écrouie en état plan de contraintes (adapté de Burlat, 1994)..... | 44 |
| Figure 1.28 | Contraintes résiduelles tangentielles à travers le ligament d'une plaque trouée et écrouie en état plan de déformations (adapté de Burlat, 1994)..... | 44 |
| Figure 1.29 | Distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur d'un échantillon d'alliage Al 7475-T7351, calculées à l'aide des éléments finis (Forgues, 1993)..... | 46 |

| | | |
|--------------------|---|----|
| Figure 1.30 | Comparaison entre le profil final du trou écroui obtenu par éléments finis et celui obtenu par la méthode de Moiré (Forgues, 1993)..... | 46 |
| Figure 1.31 | Distribution de la contrainte tangentielle le long du ligament de la plaque | 48 |
| Figure 1.32 | Courbes $\sigma_\theta - \varepsilon$ a) pour un trou non-écroui ; b) pour un trou écroui (adapté de Burlat, 1994) | 49 |
| Figure 2.1 | Géométrie de l'échantillon pour la traction statique..... | 53 |
| Figure 2.2 | Courbes contrainte-déformation en traction statique | 53 |
| Figure 2.3 | Courbes contrainte-déformation statique et cyclique pour l'alliage d'aluminium Al 2024-T351 (Dowling, 1999) | 55 |
| Figure 2.4 | Courbes contrainte-déformation monotones et cycliques pour différents alliages d'aluminium, incluant l'alliage Al 7475-T7351 (Berkovits, 1987) | 56 |
| Figure 2.5 | Courbes K_C en fonction de l'épaisseur de l'échantillon en mode I pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351, L-T (adapté de Rockwell, 1980) | 57 |
| Figure 2.6 | Géométrie de l'échantillon de fatigue | 58 |
| Figure 2.7 | Géométrie de la fourche | 59 |

| | | |
|--------------------|---|----|
| Figure 2.8 | Assemblage de l'échantillon à l'aide d'une fourche..... | 60 |
| Figure 2.9 | Procédure d'écrouissage (FTI, 1992) | 63 |
| Figure 2.10 | Géométrie et dimensions de l'entaille initiale | 65 |
| Figure 2.11 | Banc d'essai en fatigue MTS; à gauche : machine de fatigue et échantillon; à droite : panneau de contrôle et d'acquisition de données | 66 |
| Figure 2.12 | Code d'identification des échantillons | 67 |
| Figure 2.13 | Mesure de la longueur de la fissure à l'aide d'un système vidéo caméra | 68 |
| Figure 3.1 | Modèle utilisé pour simuler l'écrouissage par éléments finis | 71 |
| Figure 3.2 | Maillage et dimensions de la plaque et du mandrin..... | 73 |
| Figure 3.3 | Profils de déplacement obtenus après écrouissage du trou à 3,58 %..... | 74 |
| Figure 3.4 | Champ de contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament et à travers l'épaisseur de la plaque ayant un trou écroui à 3,58 % | 76 |
| Figure 3.5 | Distribution des contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament et à travers l'épaisseur de la plaque ayant un trou écroui à 3,58% | 77 |

| | | |
|--------------------|--|----|
| Figure 3.6 | Modèle utilisé pour simuler le chargement cyclique par éléments finis..... | 79 |
| Figure 3.7 | Application des forces radiales cycliques au modèle d'éléments finis | 81 |
| Figure 3.8 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie, le long du ligament de la plaque ayant un trou non-écroui (chargement cyclique 1)..... | 83 |
| Figure 3.9 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie, le long du ligament de la plaque ayant un trou non-écroui (chargement cyclique 2)..... | 84 |
| Figure 3.10 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie, le long du ligament de la plaque ayant un trou non-écroui (chargement cyclique 3)..... | 85 |
| Figure 3.11 | Application du chargement cyclique (validation de la superposition linéaire)..... | 87 |
| Figure 3.12 | Distribution des contraintes tangentielles cycliques le long du ligament et à travers l'épaisseur d'un échantillon en alliage Al 7475-T7351 : a) trou non-écroui ; b) trou écroui..... | 88 |
| Figure 3.13 | Amplitudes des contraintes cycliques tangentielles le long du ligament, pour les trous écroui et non-écroui (Al 7475-T7351)..... | 90 |

| | | |
|--------------------|--|-----|
| Figure 3.14 | Amplitudes des déformations cycliques tangentielles le long du ligament, pour les trous écroui et non-écroui (Al 7475-T7351) | 90 |
| Figure 3.15 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée, le long du ligament de la plaque ayant un trou écroui (chargement cyclique 3) | 92 |
| Figure 3.16 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur le long du ligament de la plaque ayant un trou écroui (chargement cyclique 3) | 93 |
| Figure 3.17 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie le long du ligament de la plaque ayant un trou écroui (chargement cyclique 3) | 94 |
| Figure 4.1 | Vie en fatigue propagation des échantillons avec trou non-écroui ou écroui à 3,58% (Al 2024-T351) | 99 |
| Figure 4.2 | Vie en fatigue propagation des échantillons avec trou non-écroui ou écroui à 3,58% (Al 7475-T7351) | 99 |
| Figure 4.3 | FAV exprimé en termes de σ_n max pour des plaques en alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351, trouées et écrouies à 3,58% | 101 |
| Figure 4.4 | FAV exprimé en termes de la contrainte adimensionnelle $\sigma_n \text{ max}/S_u$ | 102 |

| | | |
|--------------------|---|-----|
| Figure 4.5 | Propagation de la fissure primaire dans l'échantillon en alliage Al 2024-T351 avec trou écroui, soumis au niveau de chargement 3..... | 103 |
| Figure 4.6 | Propagation de la fissure secondaire dans l'échantillon en alliage Al 2024-T351 avec trou écroui, soumis au niveau de chargement 3..... | 104 |
| Figure 4.7 | Schématisation de deux types de faciès de rupture : type A et type B | 108 |
| Figure 4.8 | Illustration typique des faciès de rupture | 109 |
| Figure 4.9 | Évolution typique des fronts de fissure en fatigue (7475-NCW-1C) | 110 |
| Figure 4.10 | Moyenne des sections des fissures primaire (A_{f1}) et secondaire (A_{f2}) au moment de la rupture finale, en fonction de σ_n max | 113 |
| Figure 4.11 | Caractéristiques de propagation de fissure pour les alliages Al 2024-T351 & Al 7475-T7351 à température ambiante ($L-T$) | 117 |
| Figure 4.12 | Facteur d'intensité de contrainte maximum (mode I) pour une fissure diamétrale en fonction de la longueur a_1 sous σ_n max = 145 MPa (Al 2024-T351) | 121 |
| Figure 4.13 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise à σ_n max = 145 MPa (Al 2024-T351) | 127 |

| | | |
|--------------------|--|-----|
| Figure 4.14 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise à $\sigma_n \max = 145$ MPa (Al 2024-T351)..... | 127 |
| Figure 4.15 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise à $\sigma_n \max = 145$ MPa (Al 7475-T7351)..... | 128 |
| Figure 4.16 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise à $\sigma_n \max = 145$ MPa (7475-T7351)..... | 128 |
| Figure A.1 | Convention pour la distribution des contraintes à l'interface trou-boulon..... | 144 |
| Figure A.2 | Décomposition de la contrainte radiale σ_r <i>ITB</i> en composantes σ_x et σ_y | 145 |
| Figure B.1 | Application des forces radiales cycliques au modèle d'éléments finis | 148 |
| Figure B.2 | Application du chargement cyclique au modèle d'éléments-finis (validation de la superposition linéaire)..... | 151 |
| Figure C.1 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 153 |

| | | |
|-------------------|---|-----|
| Figure C.2 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 153 |
| Figure C.3 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 154 |
| Figure C.4 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 154 |
| Figure C.5 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 155 |
| Figure C.6 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 155 |
| Figure C.7 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 156 |
| Figure C.8 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 156 |
| Figure C.9 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 2024-T351)..... | 157 |

| | | |
|--------------------|--|-----|
| Figure C.10 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 157 |
| Figure C.11 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 158 |
| Figure C.12 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 158 |
| Figure C.13 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 159 |
| Figure C.14 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 159 |
| Figure C.15 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 160 |
| Figure C.16 | Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 160 |

| | | |
|--------------------|---|-----|
| Figure C.17 | Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 161 |
| Figure C.18 | Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 7475-T7351)..... | 161 |
| Figure E.1 | Dimensions mesurées | 165 |
| Figure E.2 | Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 166 |
| Figure E.3 | Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 166 |
| Figure E.4 | Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 167 |
| Figure E.5 | Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 167 |
| Figure E.6 | Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 168 |

- Figure E.7** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 168
- Figure E.8** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 169
- Figure E.9** Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 169
- Figure E.10** Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 170
- Figure E.11** Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 170
- Figure E.12** Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 171
- Figure E.13** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 171
- Figure E.14** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 172

- Figure E.15** Variation de la longueur de fissure b_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 172
- Figure E.16** Variation de la longueur de fissure c_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 173
- Figure E.17** Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 173
- Figure E.18** Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 174
- Figure E.19** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 174
- Figure E.20** Variation de la longueur de fissure a_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 175
- Figure E.21** Variation de la longueur de fissure b_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 175
- Figure E.22** Variation de la longueur de fissure c_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 176

| | | |
|--------------------|---|-----|
| Figure E.23 | Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 | 176 |
| Figure E.24 | Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 | 177 |
| Figure E.25 | Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 | 177 |
| Figure E.26 | Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2..... | 178 |
| Figure E.27 | Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2..... | 178 |
| Figure E.28 | Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2..... | 179 |
| Figure E.29 | Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2..... | 179 |
| Figure E.30 | Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2..... | 180 |

- Figure E.31** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 180
- Figure E.32** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 181
- Figure E.33** Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 181
- Figure E.34** Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 182
- Figure E.35** Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 182
- Figure E.36** Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 183
- Figure E.37** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 183
- Figure E.38** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 184

| | | |
|--------------------|--|-----|
| Figure E.39 | Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 184 |
| Figure E.40 | Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 185 |
| Figure E.41 | Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 185 |
| Figure E.42 | Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 186 |
| Figure E.43 | Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1 | 186 |
| Figure E.44 | Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 | 187 |
| Figure E.45 | Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 | 187 |
| Figure E.46 | Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2 | 188 |

- Figure E.47** Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2..... 188
- Figure E.48** Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2..... 189
- Figure E.49** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2..... 189
- Figure E.50** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3..... 190
- Figure E.51** Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3..... 190
- Figure E.52** Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3..... 191
- Figure E.53** Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3..... 191
- Figure E.54** Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3..... 192

- Figure E.55** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3 192
- Figure E.56** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 193
- Figure E.57** Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 193
- Figure E.58** Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 194
- Figure E.59** Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 194
- Figure E.60** Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 195
- Figure E.61** Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1 195
- Figure E.62** Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 196

| | | |
|--------------------|--|-----|
| Figure E.63 | Variation de la longueur de fissure b_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 | 196 |
| Figure E.64 | Variation de la longueur de fissure c_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 | 197 |
| Figure E.65 | Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 | 197 |
| Figure E.66 | Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 | 198 |
| Figure E.67 | Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2 | 198 |
| Figure E.68 | Variation de la longueur de fissure a_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 | 199 |
| Figure E.69 | Variation de la longueur de fissure b_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 | 199 |
| Figure E.70 | Variation de la longueur de fissure c_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 | 200 |

| | | |
|--------------------|--|-----|
| Figure E.71 | Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 | 200 |
| Figure E.72 | Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 | 201 |
| Figure E.73 | Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3 | 201 |
| Figure F.1 | Modèle CC09 | 203 |
| Figure F.2 | Configuration et nomenclature de la géométrie pour une fissure coin dans une plaque | 204 |
| Figure F.3 | Modèle CC10 | 208 |
| Figure G.1 | Modèle TC03..... | 210 |
| Figure G.2 | Modèle TC13..... | 212 |
| Figure H.1 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 1 (Al 2024-T351)..... | 216 |
| Figure H.2 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 2 (Al 2024-T351)..... | 217 |

| | | |
|-------------------|--|-----|
| Figure H.3 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 3 (Al 2024-T351)..... | 217 |
| Figure H.4 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise au chargement 2 (Al 2024-T351)..... | 218 |
| Figure H.5 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise au chargement 3 (Al 2024-T351)..... | 218 |
| Figure H.6 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 1 (Al 7475-T7351)..... | 219 |
| Figure H.7 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 2 (Al 7475-T7351)..... | 219 |
| Figure H.8 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 3 (Al 7475-T7351)..... | 220 |
| Figure H.9 | Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise au chargement 1 (Al 7475-T7351)..... | 220 |

- Figure H.10** Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO)
et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroûi
soumise au chargement 2 (Al 7475-T7351)..... 221
- Figure H.11** Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO)
et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroûi
soumise au chargement 3 (Al 7475-T7351)..... 221

LISTE DES SYMBOLES

| | |
|-----------|---|
| a | Longueur de la fissure de surface |
| a_m | Longueur moyenne de la fissure |
| a_1 | Longueur de fissure primaire à la face d'entrée du mandrin |
| a_2 | Longueur de fissure secondaire à la face d'entrée du mandrin |
| A_n | Section transversale nette |
| A_t | Section transversale totale |
| A_{f1} | Section de la fissure primaire lors de la rupture finale |
| A_{f2} | Section de la fissure secondaire lors de la rupture finale |
| b_1 | Longueur de fissure primaire sur la paroi du trou |
| b_2 | Longueur de fissure secondaire sur la paroi du trou |
| c_1 | Longueur de fissure primaire à la face de sortie du mandrin |
| c_2 | Longueur de fissure secondaire à la face de sortie du mandrin |
| C_1 | Constante de l'équation 4.2 |
| C_2 | Constante de l'équation 4.2 |
| D, D_T | Diamètre nominal du trou |
| D_B | Diamètre du boulon |
| D_i | Diamètre initial du trou avant écrouissage |
| D_e | Diamètre du trou après écrouissage |
| D_f | Diamètre final du trou après écrouissage et alésage |
| D_m | Diamètre du mandrin |
| D_{m+b} | Diamètre du mandrin avec bague |
| e | Marge de bord |
| e_j | Jeu radial de l'assemblage |
| E | Module d'élasticité |
| E_c | Niveau d'écrouissage d'un trou d'assemblage |
| E_B | Module d'élasticité du matériau du boulon |
| E_P | Module d'élasticité du matériau de la plaque |
| E_J | Module dépendant de l'état plan de contrainte ou de déformation |
| E_t | Module d'élasticité tangent (après écoulement) |
| f | Fréquence |

| | |
|------------|---|
| H | Paramètre caractérisant la condition de chargement |
| H' | Coefficient d'écrouissage cyclique |
| h | Marge d'extrémité |
| K_I | Facteur d'intensité de contrainte en mode I |
| K_{II} | Facteur d'intensité de contrainte en mode II |
| K_C | Facteur d'intensité de contrainte critique en état de contraintes planes en mode I |
| K_{IC} | Facteur d'intensité de contrainte critique en état de déformations planes en mode I |
| K_t | Facteur de concentration de contrainte |
| n' | exposant d'écrouissage cyclique |
| N | Nombre de cycles appliqué |
| N_f | Nombre de cycles à la rupture |
| N_{fd} | Nombre de cycles à la rupture pour une fissure diamétrale |
| N_{fr} | Nombre de cycles à la rupture pour une fissure radiale |
| p | Pression |
| P | Force ou charge |
| P_r | Force radiale appliquée à l'interface trou-boulon |
| P_x | Composante de P_r selon x |
| P_y | Composante de P_r selon y |
| P_{xr} | Force axiale résultante selon x |
| r | Distance radiale dans un système de coordonnées polaires |
| R, R_T | Rayon nominal du trou |
| R_B | Rayon du boulon |
| R_e | Rayon du trou après écrouissage |
| R_i | Rayon initial du trou avant écrouissage |
| R_f | Rayon final du trou après écrouissage et alésage |
| R_m | Rayon du mandrin |
| R_{m+b} | Rayon du mandrin avec bague |
| R_y | Limite de la zone élasto-plastique |
| R_{ry} | Limite de la zone de ré-écoulement |
| R_σ | Rapport des contraintes cycliques ($\sigma_{\min} / \sigma_{\max}$) appliquées |
| S_u | Résistance maximale en traction statique |

| | |
|-----------------------|---|
| S_Y | Limite d'écoulement |
| t | Épaisseur de la plaque |
| t_b | Épaisseur de la bague |
| x, y, z | Système de coordonnées cartésiennes |
| u | fonction de déplacement |
| W | Largeur de la plaque |
| α | Demi-angle de contact |
| β | Facteur de correction Beta |
| β_a | Facteur de correction pour l'effet combiné de marge de bord et longueur de la fissure |
| β_e | Facteur de correction pour effet de marge de bord |
| β_h | Facteur de correction pour effet de marge d'extrémité |
| β_{RT} | Facteur de correction associé à une fissure radiale traversante |
| β_{DT} | Facteur de correction associé à une fissure diamétrale traversante |
| β_{RC} | Facteur de correction associé à une fissure radiale coin |
| β_{DT} | Facteur de correction associé à une fissure diamétrale coin |
| Δ | Écart |
| ε | Déformation normale |
| ε_u | Déformation normale à la résistance maximale en traction statique |
| θ | Angle dans un système de coordonnées polaires |
| σ | Contrainte normale |
| σ_m | Contrainte de référence |
| σ_{nn} | Contrainte nominale sur la section nette |
| σ_{nt} | Contrainte nominale sur la section totale |
| σ_r | Contrainte normale radiale |
| $\sigma_{r\ ITB}$ | Contrainte radiale agissant sur l'interface trou-boulon |
| σ_θ | Contrainte normale suivant la direction tangentielle |
| τ | Contrainte de cisaillement |
| $\tau_{r\theta\ ITB}$ | Contrainte de cisaillement agissant sur l'interface trou-boulon |
| ν | Coefficient de Poisson |

LISTE DES ANNEXES

| | <u>page</u> |
|---|-------------|
| ANNEXE A Calcul de la contrainte à l'interface trou-boulon parfaitement lisse selon la distribution cosinus | 143 |
| ANNEXE B Application du chargement à l'interface trou-boulon à l'aide du modèle d'éléments finis | 147 |
| ANNEXE C Distributions des contraintes tangentielles résultant du chargement cyclique et des contraintes résiduelles dans les échantillons avec trou écroui..... | 152 |
| ANNEXE D Valeurs expérimentales du nombre de cycles à la rupture pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 | 162 |
| ANNEXE E Courbes expérimentales de propagation de fissures pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 | 164 |
| ANNEXE F Modèle NASGRO CC10 pour une fissure coin émanant d'un trou | 202 |
| ANNEXE G Modèle NASGRO TC13 pour une fissure traversante émanant d'un trou..... | 209 |
| ANNEXE H Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales..... | 215 |

INTRODUCTION

Problème posé et objectifs

La détérioration de la résistance des structures d'aéronefs après une longue période d'opération pose un problème potentiel de sécurité des vols et peut entraîner d'importants coûts d'entretien et de réparation. Pour ces deux raisons, ce type de problème est l'objet d'une grande attention de la part des fabricants, des autorités de certification et des centres de recherche. L'étude du phénomène de la fatigue des métaux a permis de mettre au point certaines techniques afin, d'une part, d'améliorer la tenue en fatigue des composantes structurales et, d'autre part, d'évaluer leur efficacité à long terme. Parmi ces techniques, se retrouvent le grenaillage d'une surface, le boulonnage avec interférence et l'écrouissage d'un trou d'attache. Les deux derniers exemples sont applicables aux assemblages de structures aéronautiques qui sont majoritairement réalisés à l'aide de chapes ou par des joints rivetés ou boulonnés. Ces trous d'assemblage sont nombreux et ils représentent des endroits susceptibles d'initier des fissures et de favoriser leur propagation.

Cette étude porte spécifiquement sur le procédé d'écrouissage d'un trou; cette technique mécanique, relativement simple et peu coûteuse, consiste à faire passer dans le trou un mandrin rigide dont le diamètre est légèrement supérieur à celui du trou. Les contraintes résiduelles de compression résultantes au bord du trou permettent de retarder l'initiation des fissures et de ralentir leur propagation.

La littérature sur le procédé d'écrouissage d'un trou, ses applications et ses effets est très abondante. Par contre, la majorité de ces études couvre un trou ne transmettant aucune charge (transfert de charge = 0%). En réalité, il arrive souvent que le trou transmette une partie de la charge, qui se situe entre 0 et 100%. L'objectif de cette étude est de déterminer le facteur d'amélioration de vie en propagation pour un trou d'assemblage

transmettant 100% d'une charge. Les matériaux considérés dans cette étude sont deux alliages d'aluminium couramment utilisés dans l'industrie aéronautique (Al 2024-T351 et Al 7475-T7351).

Méthodologie

Des échantillons de deux alliages d'aluminium Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 avec un trou non-écroui ou écroui (3,58%), chargé à 100%, sont soumis à un chargement cyclique d'amplitude constante. Une fissure coin en quart de cercle est initiée au trou avant le début de l'essai afin de faciliter l'étude de la vie en propagation. Tout au long de l'essai, un suivi de fissure est effectué pour déterminer les caractéristiques de propagation. L'essai est poursuivi jusqu'à la rupture totale de l'échantillon. Trois niveaux de chargement cyclique sont considérés dans le programme expérimental afin de déterminer l'effet du niveau de charge appliqué. La comparaison entre les résultats obtenus pour les échantillons avec trou non-écroui et ceux obtenus avec trou écroui permet de déterminer un facteur d'amélioration de vie.

Les données expérimentales sont ensuite comparées à des résultats analytiques obtenus à l'aide de modèles existants de prévision de vie en propagation. Dans ces modèles, les distributions de contraintes dues à l'écrouissage et au chargement cyclique sont préalablement déterminées à l'aide d'une analyse numérique (éléments finis), puis sont combinées par la méthode de superposition. L'étude des résultats analytiques s'avère utile à l'interprétation des résultats expérimentaux.

Organisation du mémoire

Le mémoire est divisé en quatre chapitres. Le premier chapitre est une revue bibliographique qui couvre trois aspects principaux du sujet : la distribution de

contrainte à un interface trou-boulon qui transmet une charge, les modèles de facteur d'intensité de contrainte pour une fissure qui se propage à partir d'un trou transmettant une charge et les effets de l'écrouissage d'un trou.

Le deuxième chapitre couvre la méthode expérimentale, notamment la procédure d'écrouissage, la géométrie des échantillons testés, les propriétés des matériaux étudiés et la technique d'inspection utilisée pour mesurer périodiquement les dimensions de la fissure.

Le troisième chapitre porte sur l'analyse numérique par éléments finis. Les différents modèles utilisés ainsi que les résultats obtenus pour les contraintes dues à l'écrouissage du trou et au chargement cyclique y sont présentés.

Au chapitre quatre, les résultats des essais de fatigue sont d'abord présentés. Les vies totales à la rupture obtenues pour les trous écrouis et non-écrouis, les faciès de rupture ainsi que les caractéristiques de propagation de fissures sont analysés. La méthodologie utilisée pour calculer la vie en propagation à l'aide de modèles analytiques est ensuite décrite et les résultats obtenus de ces modèles sont comparés aux résultats expérimentaux.

Finalement, dans la conclusion, l'emphasis est mise sur les points les plus importants à retenir et des recommandations pour des études futures sont formulées.

CHAPITRE 1

ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Introduction

L'écrouissage d'un trou d'assemblage d'une composante structurale est un procédé couramment utilisé dans l'industrie aéronautique pour améliorer la vie en fatigue initiation et en fatigue propagation des joints boulonnés ou rivetés. Dans le passé, la plupart des travaux ont été réalisés en considérant un trou écroui sans transfert de charge. Dans cette étude, l'effet de l'écrouissage sur la vie en fatigue propagation d'un joint structural boulonné qui transmet totalement la charge à l'interface trou-boulon sera examiné.

Dans ce chapitre, la distribution des contraintes à l'interface trou-boulon due à la charge sera d'abord examinée. Les méthodes développées pour le calcul du facteur d'intensité de contrainte pour cette configuration ainsi que les paramètres importants seront répertoriés. Ensuite, quelques méthodes (analytiques et numériques) permettant d'évaluer les contraintes résiduelles résultant du procédé de l'écrouissage du trou ainsi que les effets de ce procédé sur la distribution des contraintes lors de l'application du chargement cyclique seront résumés.

1.1 Distribution des contraintes à l'interface trou-boulon

La distribution (ou profil) des contraintes à l'interface entre le trou et le boulon a une grande influence sur la modélisation du paramètre géométrique β qui intervient dans le calcul du facteur d'intensité de contrainte (Rooke et Tweed, 1980) ; cette modélisation fait partie des éléments essentiels à l'étude de la vie en fatigue propagation. Il est donc très important d'utiliser une représentation des contraintes qui soit la plus fidèle possible à la réalité. Il est à noter que pour tous les modèles présentés ici, la distribution de contrainte à l'interface est posée uniforme suivant l'axe du trou (i.e. à travers l'épaisseur

de la plaque). La distribution de la contrainte ne varie donc qu'angulairement (i.e. suivant la direction circonférentielle du trou). Seule la configuration d'un assemblage où il y a un jeu entre le boulon et le trou est retenue pour étude. La figure 1.1 illustre la convention adoptée pour illustrer le profil de contraintes à l'interface trou-boulon.

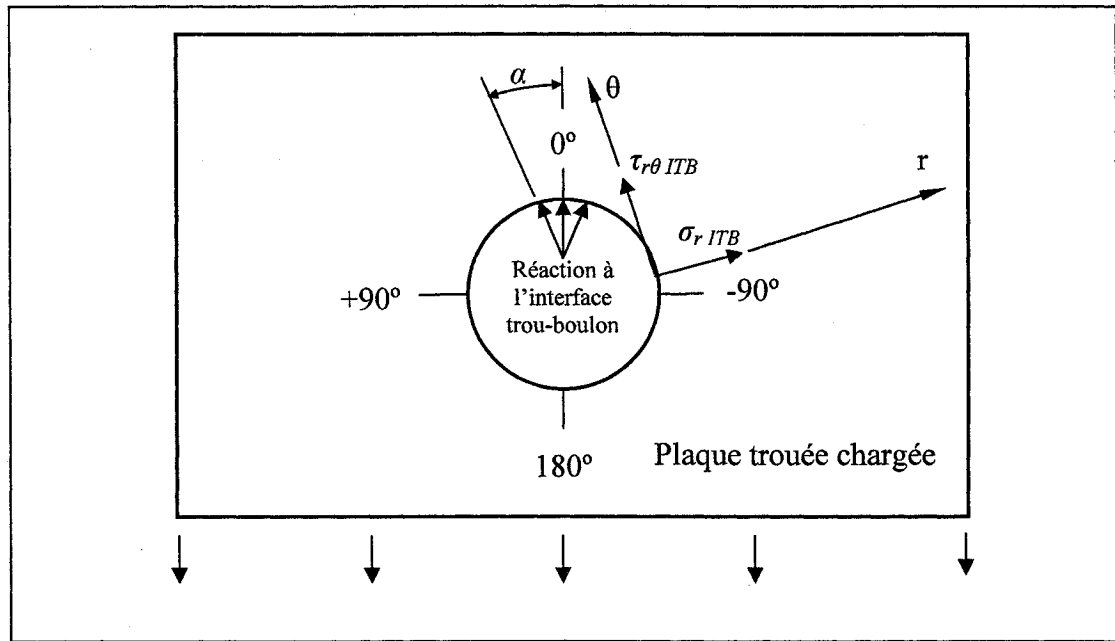


Figure 1.1 Convention pour les contraintes agissant à la surface de contact trou-boulon

La contrainte normale radiale $\sigma_{r \text{ ITB}}$ (l'indice *ITB* étant utilisé pour identifier les contraintes induites à l'interface trou-boulon) est toujours présente tandis que la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta \text{ ITB}}$ a une intensité qui dépend du coefficient de friction de la surface de contact. Pour une surface de contact parfaitement lisse, la contrainte de cisaillement est nulle. Lorsque le coefficient de friction augmente, la contrainte de cisaillement augmente proportionnellement. Le cas associé à un très faible coefficient de friction sera d'abord examiné ($\tau_{r\theta \text{ ITB}}$ est négligeable); ensuite, un modèle plus général impliquant une contrainte de cisaillement importante sera considéré. Les modèles décrits dans ce chapitre pour représenter la distribution de contraintes à l'interface trou-boulon sont applicables à un trou dans une plaque infinie.

1.1.1 Interface trou-boulon parfaitement lisse

Le modèle le plus simple est celui selon lequel la surface de contact entre le trou et le boulon est un point (ou une ligne si on considère l'épaisseur de la plaque) situé à 0° (figure 1.1). Ce modèle correspond au cas où le diamètre du boulon est significativement plus petit que celui du trou; toute la charge est alors appliquée sur cette ligne de contact (charge concentrée). Au fur et à mesure que le diamètre du boulon augmente, la zone de contact entre le boulon et le trou s'élargit de part et d'autre de la ligne de la charge; cette zone de contact est caractérisée par le demi-angle α (figure 1.1). À la limite, le diamètre du boulon est égal à celui du trou et le demi-angle α devient égal à 90° .

La surface de contact étant parfaitement lisse, la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta ITB}$ est nulle et on peut supposer que la distribution de la contrainte radiale sur la zone de contact prend la forme d'un cosinus. Cette supposition est une simplification couramment utilisée.

a) Contact complet trou-boulon ($\alpha = 90^\circ$).

Dans le cas où le contact trou-boulon est complet ($\alpha = 90^\circ$), l'équilibre des forces selon la direction de la charge permet d'obtenir la relation suivante pour décrire la variation de la contrainte normale radiale en fonction de θ ($90^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$) (les détails des calculs sont donnés à l'annexe A) :

$$\sigma_{r ITB} = \frac{4}{\pi} \sigma_m \cos \theta \quad (1.1)$$

où $\sigma_m = P / (D \times t)$, contrainte de référence

P : charge appliquée

D : diamètre du trou

La distribution de la contrainte $\sigma_{r\ ITB}$ pour un cas typique est illustrée à la figure 1.2, où la configuration du joint et la charge sont spécifiées; pour ce cas, la contrainte radiale atteint une valeur maximum de 631 MPa à 0° et devient nulle à $\pm 90^\circ$ (selon l'équation 1.1). Ce modèle très simple est souvent utilisé lorsque les diamètres du trou et du boulon sont très proches l'un de l'autre. Cette approche peut aussi être appliquée à n'importe quelle valeur du demi-angle de contact située entre 0° et 90° ; il suffit alors de refaire le calcul d'équilibre pour obtenir le coefficient qui remplacera le coefficient $(4/\pi)$ dans l'équation 1.1 par une valeur appropriée. Pour ce faire, le demi-angle de contact utilisé doit être préalablement déterminé par une autre procédure, en se basant sur les paramètres géométriques du joint. Cette procédure est décrite dans les paragraphes suivants.

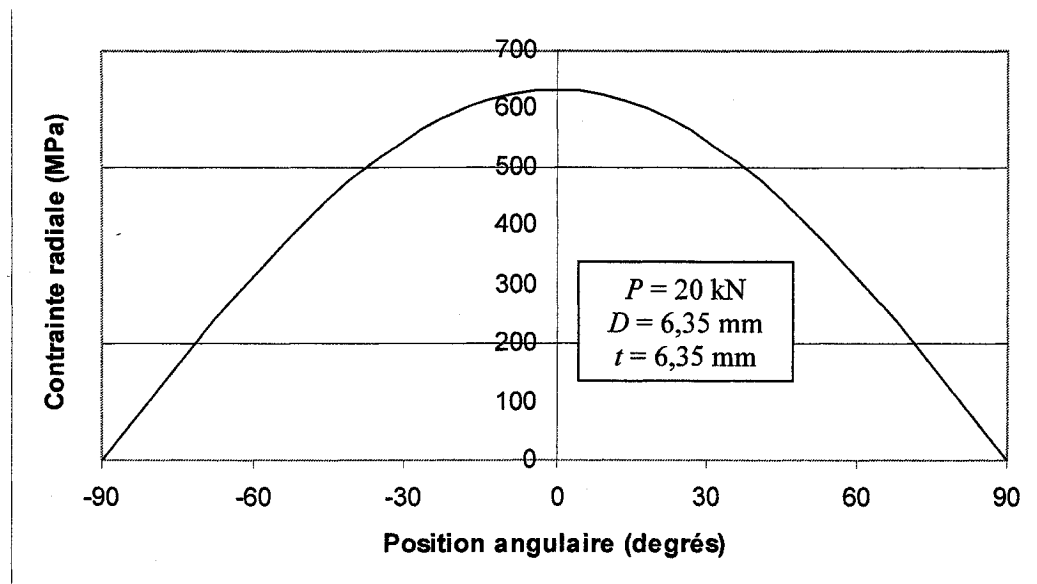


Figure 1.2 Contrainte radiale selon une distribution en cosinus ($\alpha = 90^\circ$)

b) Détermination de la zone de contact ($\alpha < 90^\circ$)

Quand il existe un jeu radial e_j entre le boulon et le trou, le demi-angle de contact α est plus petit que 90° . À partir de la fonction de contrainte d'Airy, Hou et Hills (2001) ont développé une relation, valide dans le domaine élastique seulement, qui permet de déterminer la valeur de α dans une plaque infinie en fonction des modules d'élasticité du boulon E_B et de la plaque E_P , du diamètre du trou $D_T = 2 R_T$, du diamètre du boulon $D_B = 2 R_B$, et de la charge appliquée P . Cette relation s'exprime comme suit (pour $E_B = E_P$):

$$P = \frac{\pi E_J (R_T - R_B) t}{\frac{2(1-b^2)}{b^2} - \ln \frac{1+b^2}{b^2(1+b^2)}} \quad (1.2)$$

où $b = \tan (\alpha / 2)$

$E_J = E_P$ (pour un état plan de contrainte)

$E_J = E_P / (1 - \nu^2)$ (pour un état plan de déformation)

ν = coefficient de Poisson de la plaque

t = épaisseur de la plaque

Il est à noter que dans l'éq. (1.2), le jeu radial du joint $e_j = R_T - R_B$.

La figure 1.3a montre la variation du demi-angle de contact en fonction de la charge appliquée pour une configuration typique du joint en état plan de contrainte et pour $E_B/E_P = 1,0$. Pour le joint ayant les caractéristiques spécifiées dans la figure, le demi-angle de contact augmente lorsque la charge appliquée augmente et il tend vers une limite supérieure de 84° pour une très grande valeur de la charge. Donc, la valeur de $\alpha = 90^\circ$ n'est jamais atteinte. Lorsqu'il y a un jeu radial e_j entre le trou et le boulon, cette dernière constatation reste vraie, peu importe la valeur du jeu radial et le rapport E_B/E_P . En pratique, cette limite ne peut être atteinte avec les dimensions indiquées à la figure

1.3a car la charge nécessaire pour y arriver dépasse largement la charge d'écoulement en portance des matériaux connus. La charge nécessaire pour atteindre $\alpha = 84^\circ$ diminue avec une réduction du jeu radial entre le boulon et le trou. Inversement, cette charge augmente si le jeu radial est augmenté. La relation entre la charge P et le demi-angle α est présentée à la figure 1.3b pour des charges se situant dans la gamme des valeurs réalistes; de plus, dans cette figure, sont inclus les résultats pour un état plan de contraintes et un état plan de déformation. Pour une valeur spécifique de la charge, la valeur du demi-angle de contact est légèrement plus élevée pour l'état plan de contrainte, ce qui correspond à de plus grandes déformations. Hou et Hills n'ont pas rapporté de relations entre le demi angle de contact α et la charge pour le cas où $E_B/E_P \neq 1,0$; cependant, ils ont mentionné que si $0,33 \leq E_B/E_P \leq 3,0$, la relation (1.2) peut être appliquée comme approximation, ce qui correspond au cas d'un boulon d'acier dans une plaque d'aluminium ($E_B/E_P = 3,0$).

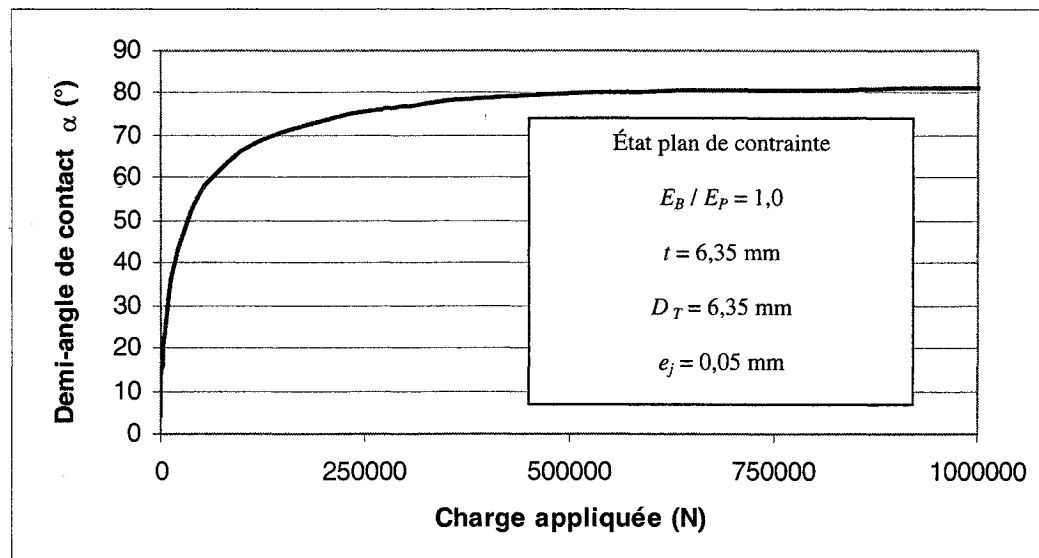


Figure 1.3a Variation du demi-angle de contact (α) en fonction de la charge appliquée, pour un état plan de contraintes (selon le modèle de Hou et Hills, 2001)

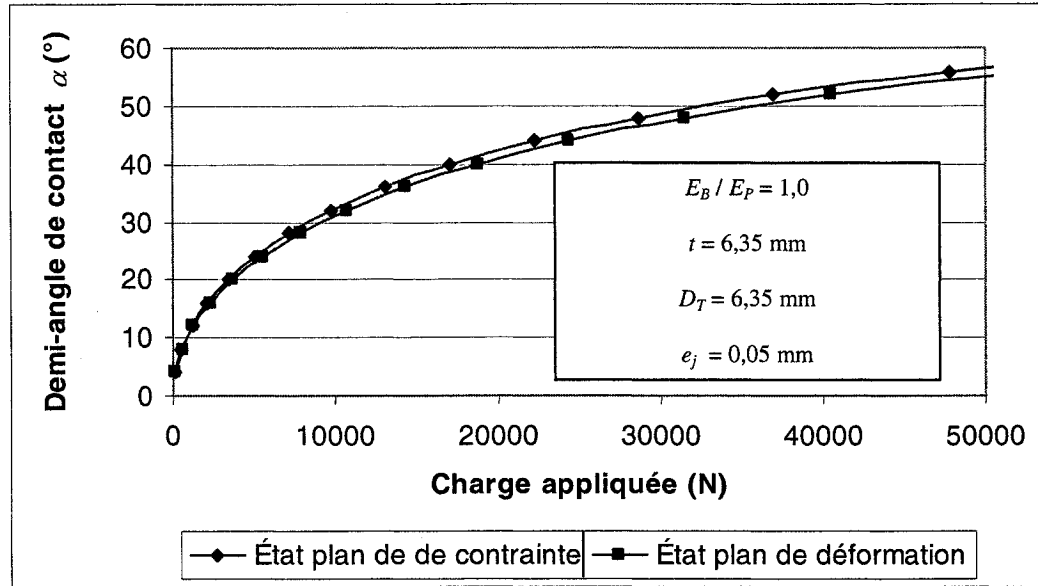


Figure 1.3b Variation du demi-angle de contact (α) en fonction de la charge appliquée pour un état plan de contraintes et un état plan de déformations (d'après le modèle de Hou et Hills, 2001)

Hou et Hills (2001) ont aussi développé, à partir de la fonction de contrainte d'Airy, une relation pour exprimer la distribution de contrainte radiale à l'intérieur des demi-angles obtenus à l'aide des résultats présentés à la figure 1.3b. Cette relation est exprimée par l'équation suivante ($-\alpha \leq \theta \leq \alpha$):

$$\sigma_{rTB} = 2t\sigma_m \left[\frac{2(b^2 - y^2)^{1/2}}{\pi(b^2 + 1)^{1/2}(1 + y^2)} + \frac{1}{2\pi b^2(b^2 + 1)} \ln \frac{(b^2 + 1)^{1/2} + (b^2 - y^2)^{1/2}}{(b^2 + 1)^{1/2} - (b^2 - y^2)^{1/2}} \right] \quad (1.3)$$

où $\sigma_m = P / (D \times t)$, contrainte de référence;

$$b = \tan (\alpha / 2)$$

$$y = \tan (\theta / 2)$$

Pour appliquer l'équation (1.3), la valeur du demi-angle de contact doit tout d'abord être déterminée à l'aide de l'équation (1.2). Par exemple, pour une charge de 20 kN, un demi-angle de contact de 42° (en état plan de contrainte) est obtenu, ce qui permet d'établir, à l'aide de l'équation (1.3), la distribution de contrainte radiale illustrée à la

figure 1.4. La contrainte radiale atteint une valeur maximum de 926 MPa à 0° et devient nulle à $\pm 42^\circ$. Pour fins de comparaisons, la distribution de la contrainte radiale correspondant au même cas selon la distribution en cosinus a été ajoutée à la même figure. Il suffit alors de remplacer le coefficient $(4/\pi)$ dans l'équation (1.1) par le coefficient $(5,1/\pi)$ (voir annexe A). On constate que, selon la distribution en cosinus, la contrainte radiale est maximum (806 MPa) à 0° et prend une valeur de 599 MPa à $\pm 42^\circ$. Il est important de noter ici que la distribution en cosinus, avec $\alpha = 42^\circ$ n'est pas réaliste car la contrainte normale à la limite de la zone de contact (i.e., pour $\alpha = \pm 42^\circ$) passe instantanément à une valeur nulle sans transition graduelle. Il est tout de même intéressant de considérer ce type de distribution pour fins de comparaisons dans le cadre de la présente étude (section 1.2.2).

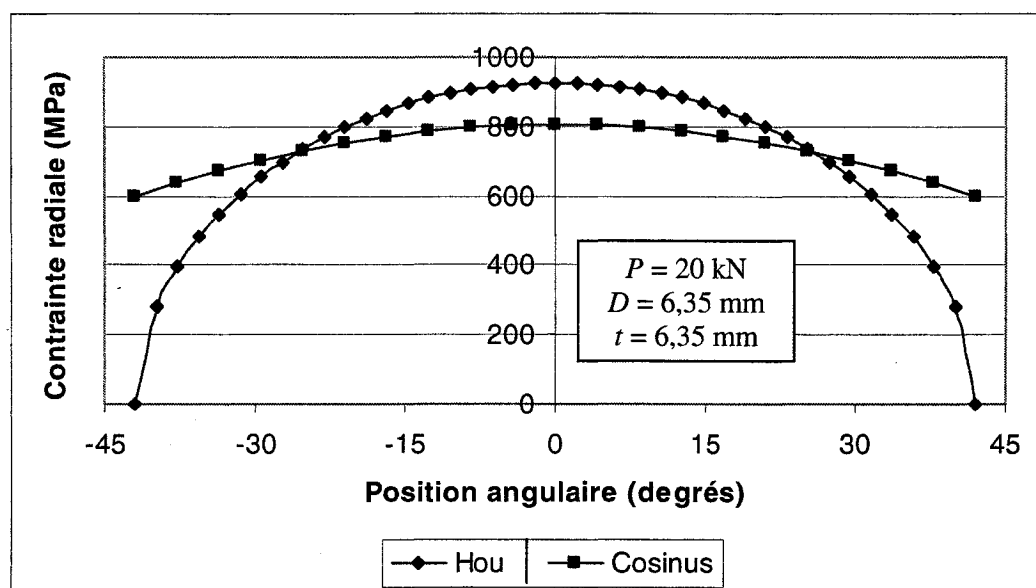


Figure 1.4 Distributions de la contrainte radiale à l'interface trou-boulon, pour la zone de contact définie par $\alpha = 42^\circ$, calculées selon l'équation 1.3 (Hou et Hills) et selon l'équation A.9 (cosinus)

1.1.2 Interface trou-boulon avec friction

Jusqu'à présent, les modèles d'analyse de comportement trou-boulon sans frottement ont été discutés. En considérant la friction à la surface de contact, Knight (1935) a proposé un modèle qui inclut une contrainte de cisaillement suivant la direction tangentielle à cette surface pour le cas d'un trou dans une plaque infinie. Ce modèle suppose un jeu radial nul, un demi-angle de contact $\alpha = 90^\circ$ en tout temps et un rapport $E_B/E_P = 1,0$; il est décrit par les équations suivantes ($90^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$) (l'auteur ne spécifie pas la valeur du coefficient de friction utilisée):

$$\begin{aligned}\sigma_{rITB} &= \frac{3+\nu}{\pi} \sigma_m \cos \theta \\ \tau_{r\theta ITB} &= \frac{1-\nu}{\pi} \sigma_m \sin \theta\end{aligned}\tag{1.4}$$

où $\sigma_m = P / (D_T \times t)$, contrainte de référence
 ν = coefficient de Poisson de la plaque

La distribution de la contrainte radiale σ_{rITB} et celle de la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta ITB}$ sont illustrées à la figure 1.5. Pour une valeur de P égale à 20 kN, la contrainte radiale, symétrique par rapport à la ligne de chargement, atteint une valeur maximum en compression de 525 MPa à 0° et est nulle à $\pm 90^\circ$. La contrainte de cisaillement, antisymétrique par rapport à la ligne de charge, prend une valeur (absolue) maximum de 106 MPa à $\pm 90^\circ$ et est nulle à 0° . Selon la convention de représentation, la contrainte de cisaillement devient négative entre 0° et $+90^\circ$ puisque son orientation se dirige dans le sens opposé de l'axe θ .

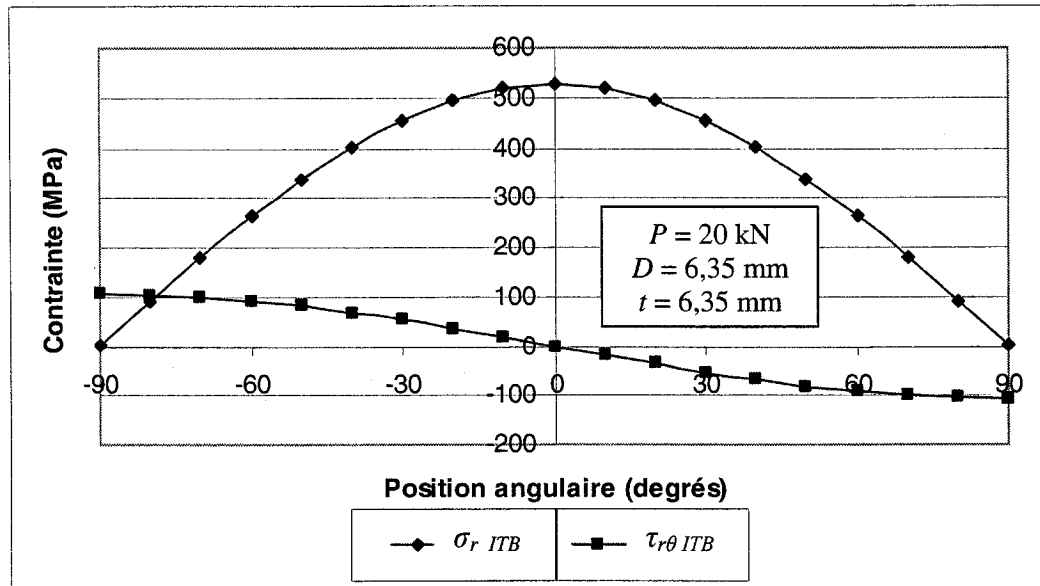


Figure 1.5 Contrainte radiales et contrainte de cisaillement selon la distribution de Knight ($\alpha = 90^\circ$)

1.1.3 Remarques

Les modèles présentés dans ce chapitre sont applicables à un trou dans une plaque infinie. Selon Grant (1993), la distribution de contrainte normale à l'interface trou-boulon pour un trou dans une plaque de dimensions finies (voir figure 1.6) dont la marge de bord e/D_T est supérieure à 2,0 et la marge d'extrémité h/D_T est plus grande que 3,0 ne dévie pratiquement pas de celle obtenue pour un trou dans une plaque infinie. Par contre, lorsque $e/D_T < 2,0$ et $h/D_T < 3,0$, ce qui est souvent le cas d'une chape (lug), la distribution de contraintes à l'interface trou-boulon doit être déterminée par un autre modèle (Gencoz, 1980; Zaiz, 1981). Dans la présente étude, les échantillons testés ont des rapports $e/D_T = 2,4$ et $h/D_T = 4,0$ (voir chapitre 2); ainsi, les modèles pour un trou dans une plaque infinie peuvent être appliqués sans introduire d'erreurs significatives.

Hou (2001) a supposé qu'une fissure partant du trou n'a qu'un effet négligeable sur la distribution de contrainte à l'interface trou-boulon. Cette hypothèse est donc conservée dans tout ce qui suit.

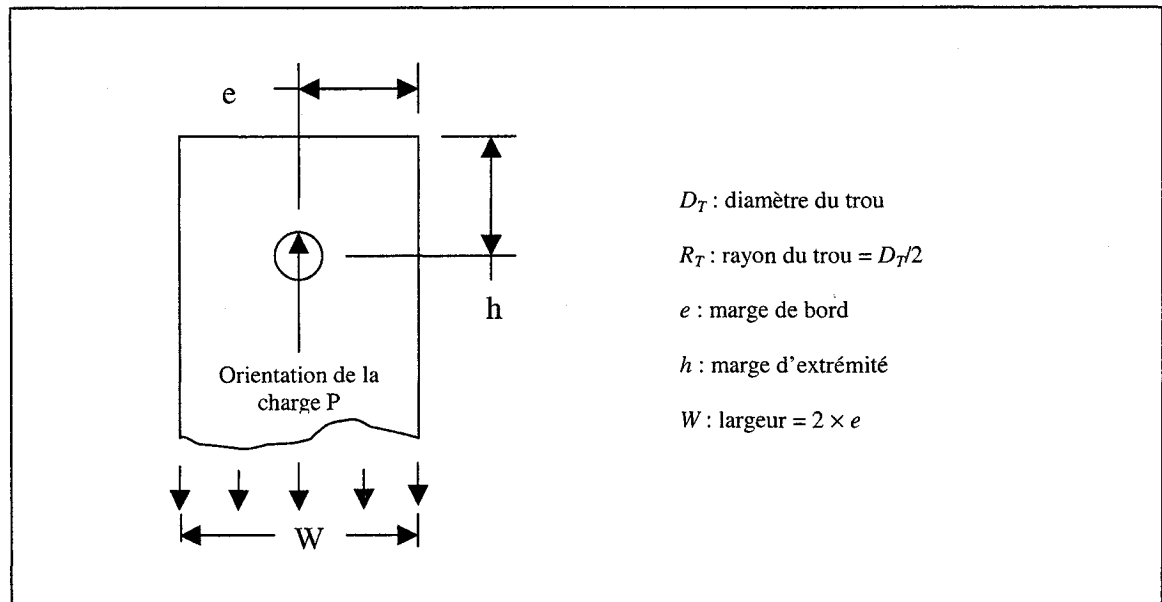


Figure 1.6 Définition de la marge de bord et de la marge d'extrémité dans une plaque trouée

1.2 Facteur d'intensité de contrainte (K)

Les structures aéronautiques étant majoritairement assemblées par des chapes ou par des joints rivetés ou boulonnés, les trous, souvent nombreux, représentent tous des endroits où les fissures sont susceptibles de s'initier en période de service. Pour cette raison, beaucoup d'efforts ont été consacrés à développer des modèles destinés à calculer le facteur d'intensité de contrainte (K) afin de permettre d'évaluer l'évolution de ces fissures en période de fonctionnement. Les types de chargement et de fissure que l'on peut rencontrer dans les joints sont nombreux. Cependant, dans cette étude, seulement les trous d'assemblage totalement chargés (i.e. trous avec un transfert de charge à 100%) avec une fissure radiale (Figure 1.7a) ou une fissure diamétrale (figure 1.7b) seront

considérés. Ainsi, l'étude portera sur la propagation d'une fissure émanant d'un trou chargé soumis à un chargement cyclique. Il est aussi important de faire la distinction entre une fissure traversante dont le front s'étend sur toute l'épaisseur de la pièce (figure 1.7c) et une fissure coin, qui s'initie à la paroi du trou et qui débouche à la fois sur la paroi du trou et sur la surface de la plaque (figure 1.7d). Il est aussi possible d'avoir une fissure radiale coin ou une fissure diamétrale traversante (non illustrées).

Dans cette section, la contrainte de référence (σ_m) pour le calcul du facteur d'intensité de contraintes associé à une plaque trouée soumise à une charge axiale P en tension est définie comme suit :

$$\sigma_m = \frac{P}{Dt} \quad (1.5)$$

où D : diamètre nominal du trou ($D = 2R$)

t : épaisseur de la plaque

Le facteur d'intensité de contrainte pour une fissure traversante ayant une longueur a est défini par l'expression générale suivante :

$$K = \beta \sigma_m (\pi a)^{1/2} \quad (1.6)$$

où β est un facteur tenant compte de la géométrie de la fissure et de celle de la pièce fissurée ainsi que du type de sollicitation.

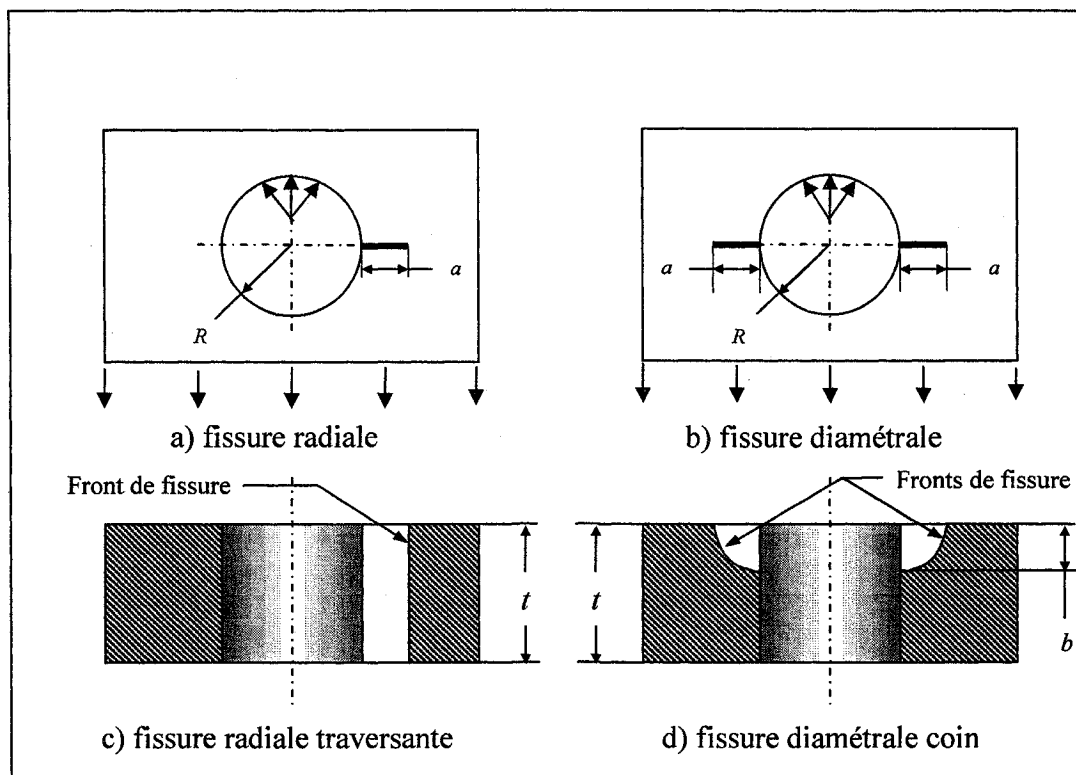


Figure 1.7 Différents types de fissures émanant du bord d'un trou d'assemblage

En premier lieu, quelques modèles du facteur β pour un trou dans une plaque infinie et chargé à 100% seront présentés sous forme de courbes afin d'avoir une bonne compréhension du comportement des fissures amorcées au bord d'un trou totalement chargé. En second lieu, l'influence de la répartition de la charge à l'interface trou-boulon sur le facteur β , ainsi que l'effet des marges dans une plaque finie seront abordés. Ensuite, le comportement des fissures obliques et asymétriques sera brièvement discuté. Enfin, la méthode des fonctions de poids, appropriée au cas d'un trou en présence de contraintes résiduelles, sera introduite.

1.2.1 K pour une fissure émanant d'un trou chargé dans une plaque infinie

a) Fissure traversante, radiale ou diamétrale

Quelques modèles ont été proposés pour représenter la variation du facteur β pour une fissure traversante émanant d'un côté seulement, sur le bord d'un trou supportant un transfert total de la charge (i.e. trou chargé à 100%). En se basant sur la formulation de Mushkelishvili (1953), Shivakumar et Hsu (1977) ont développé un modèle du facteur β pour des fissures radiales et diamétrales traversantes dans une plaque infinie, en utilisant la distribution de contraintes à l'interface trou-boulon développée par Knight (1935). Rooke et Hutchins (1984) ont utilisé une fonction de Green développée par Rooke et Tweed (1980) pour proposer un modèle du facteur β sous forme tabulaire pour une fissure radiale traversante dans une plaque infinie. L'un des avantages de ce modèle est qu'il permet d'appliquer n'importe quelle distribution de contrainte à l'interface trou-boulon. Les courbes du facteur β en fonction de la longueur de la fissure normalisée, a/R ainsi obtenues avec la distribution de Hou et Hills (section 1.1) pour un demi angle de contact $\alpha = 45^\circ$ et un état plan de contraintes sont illustrées aux figure 1.8 et 1.9 pour le mode I (contrainte normale d'ouverture) et le mode II (contrainte de cisaillement plan) respectivement. En mode I, le facteur β prend une valeur de 0,554 lorsque le rapport a/R est très petit et il tend vers 0 lorsque a/R tend vers l'infini. En mode II, il tend vers 0,004 lorsque a/R tend vers 0 et il tend vers 0 lorsque a/R tend vers l'infini; de plus, pour ce mode, le facteur β atteint un maximum de 0,078 lorsque $a/R = 0,6$. Pour les deux modes, les valeurs du facteur β tendent assez rapidement vers 0 pour de longues fissures puisque la charge est concentrée au trou, ce qui fait que sa zone d'influence ne s'étend donc que dans le voisinage du trou (contrairement à une charge uniformément répartie, dont la zone d'influence serait à peu près uniforme sur toute la largeur de la plaque). En pratique, le mode II est minimisé lorsque les diamètres du trou et du boulon ont des valeurs rapprochées (jeu e_j faible) et lorsque le matériau du boulon (acier) est plus rigide que celui de la plaque (aluminium). En effet, lorsque ces conditions sont réunies,

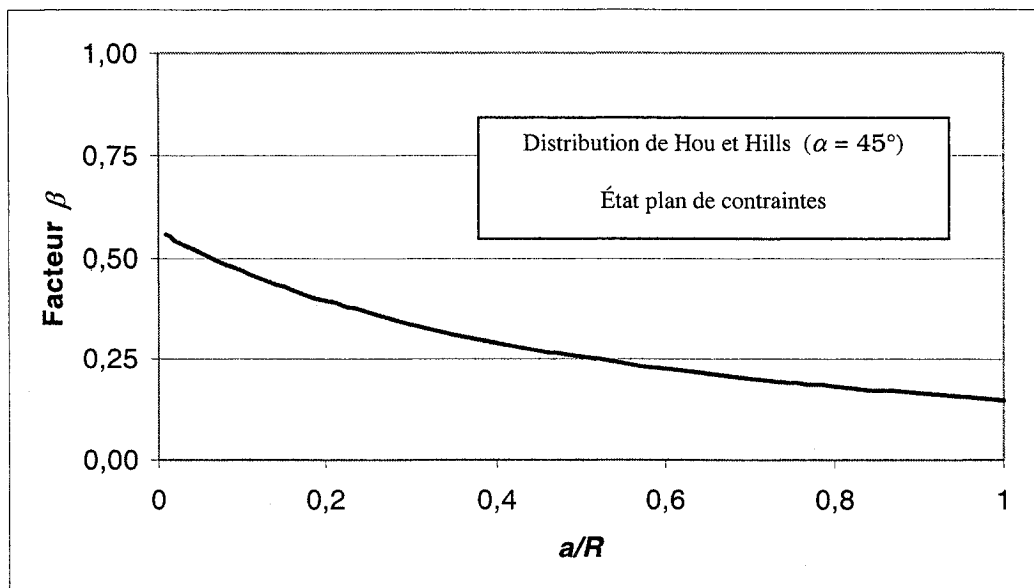


Figure 1.8 Variation du facteur β (mode I) pour une fissure radiale traversante à partir d'un trou chargé à 100% dans une plaque infinie (selon le modèle de Rooke et Hutchins, 1984)

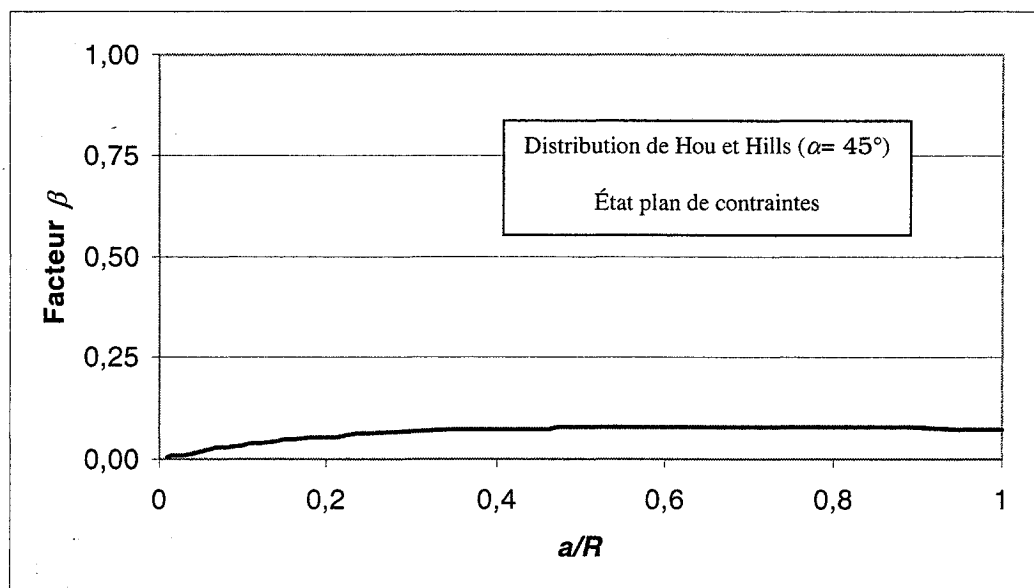


Figure 1.9 Variation du facteur β (mode II) pour une fissure radiale traversante à partir d'un trou chargé à 100% dans une plaque infinie (selon le modèle de Rooke et Hutchins, 1984)

l'assemblage trou-boulon empêche l'ouverture de la fissure en cisaillement plan (mode II). Pour cette raison, le mode II est souvent négligé pour les applications pratiques. Il ne sera donc question que du mode I dans le texte qui suit. De plus, le facteur β en mode I est considéré constant selon l'épaisseur de la plaque.

Rooke et Hutchins (1984) n'ont pas fourni de solution pour la fissure diamétrale traversante. Par contre, Schijve (1983) a développé un facteur de correction permettant d'ajuster le facteur β en mode I d'une fissure radiale traversante (β_{RT}) pour une fissure diamétrale traversante (β_{DT}):

$$\frac{\beta_{RT}}{\beta_{DT}} = \left(\frac{2 + a/R}{2 + 2a/R} \right)^{1/2} \left[1 + \frac{0,2a/R}{(1 + a/R)^3} \right] \quad (1.7)$$

La figure 1.10 montre les courbes du facteur β en mode I qui ont été obtenues pour des fissures traversantes radiale et diamétrale, à l'aide du modèle de Rooke et Hutchins. La distribution de chargement à l'interface trou-boulon a été appliquée selon le modèle de Hou ($\alpha = 45^\circ$) et l'état plan de contraintes avec la correction de Schijve a été considéré. Les valeurs de β pour les deux types de fissure sont presque identiques. Pour $a/R = 0$, le rapport $\beta_{RT}/\beta_{DT} = 1,0$; lorsque $a/R = 1,0$ le rapport $\beta_{RT}/\beta_{DT} = 0,887$.

Même si les courbes de la figure 1.10 sont très proches, les vies en propagation obtenues pour les fissures radiale et diamétrale peuvent être assez différentes puisqu'une petite variation du β a un effet qui s'amplifie au fur et à mesure que la longueur de fissure augmente.

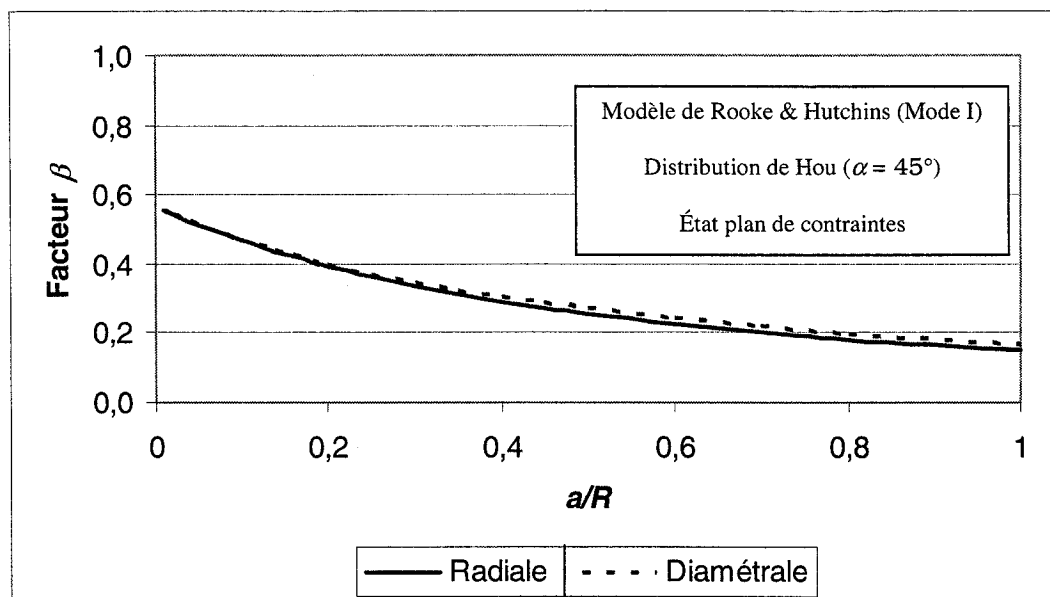


Figure 1.10 Variation du facteur β (mode I) pour des fissures radiale et diamétrale traversantes à partir d'un trou chargé à 100% dans une plaque infinie avec la correction de Schijve (selon le modèle de Rooke et Hutchins, 1984)

b) Fissure coin, radiale ou diamétrale

D'abord, quelques caractéristiques générales sur les fissures coin seront passées en revue. Aucun modèle analytique propre à ce type de fissure n'a été répertorié dans cette revue bibliographique. La plupart des modèles existants pour les fissures coin (Wanhill, 1973; Raju et Newman, 1979; Newman et Raju, 1981) sont, soit des modèles pour des fissures traversantes, modifiés pour représenter des fissures coin, soit des modèles développés par analyses numériques (analyse par la méthode des éléments finis). Pour ces deux types de modèle, le mode II est toujours négligé. Dans le cas d'une fissure traversante, le facteur β est constant sur tout le front de la fissure (selon l'épaisseur de la

plaque) mais cette condition n'existe plus pour une fissure coin. Comme l'illustre la figure 1.11, le facteur β varie le long du front de la fissure en fonction de l'angle θ . Cette caractéristique a deux implications très importantes :

- Le comportement de la fissure ne peut être représenté par une seule courbe β . En principe, il doit y avoir une courbe β différente pour chaque valeur de θ . En pratique, un certain nombre raisonnable de courbes β_θ sont établies à partir desquelles sont effectuées des interpolations linéaires. Certains modèles sont simplifiés au maximum en n'utilisant que des valeurs extrêmes, soit β_0° et β_{90° .
- La vitesse de propagation sur le front de la fissure coin varie selon θ , ce qui signifie que la géométrie de la fissure ne reste pas constante au fur et à mesure que sa taille augmente. Ainsi, une fissure coin qui a initialement un profil en quart de cercle ($a = b$) se transforme en une fissure ayant un profil en quart d'ellipse ($a \neq b$). Ce changement de géométrie a une influence sur les différentes courbes β_θ dont les valeurs, à leur tour, exercent une influence sur la géométrie de la fissure en progression, et ainsi de suite.

La variation angulaire du facteur β en mode I est illustrée à la figure 1.12 (ESDU 83033, 1984) pour une fissure diamétrale coin. Ces résultats ont été obtenus par éléments finis pour quatre géométries de fissures diamétrales coin, avec une distribution de contraintes en cosinus et un demi angle de contact $\alpha = 90^\circ$ à l'interface trou-boulon. Les paramètres de la plaque sont : $R/t = 0,5$ et $W/R = 5,0$, R étant le rayon du trou et W , la largeur. Le facteur β de la figure 1.12 a comme référence la contrainte nominale sur la section totale ($\sigma_{nt} = P/(W \times t)$), plutôt que la contrainte σ_m définie par l'équation 1.5. Cela explique pourquoi les valeurs de la figure 1.12 sont plus élevées que celles de la figure 1.8.

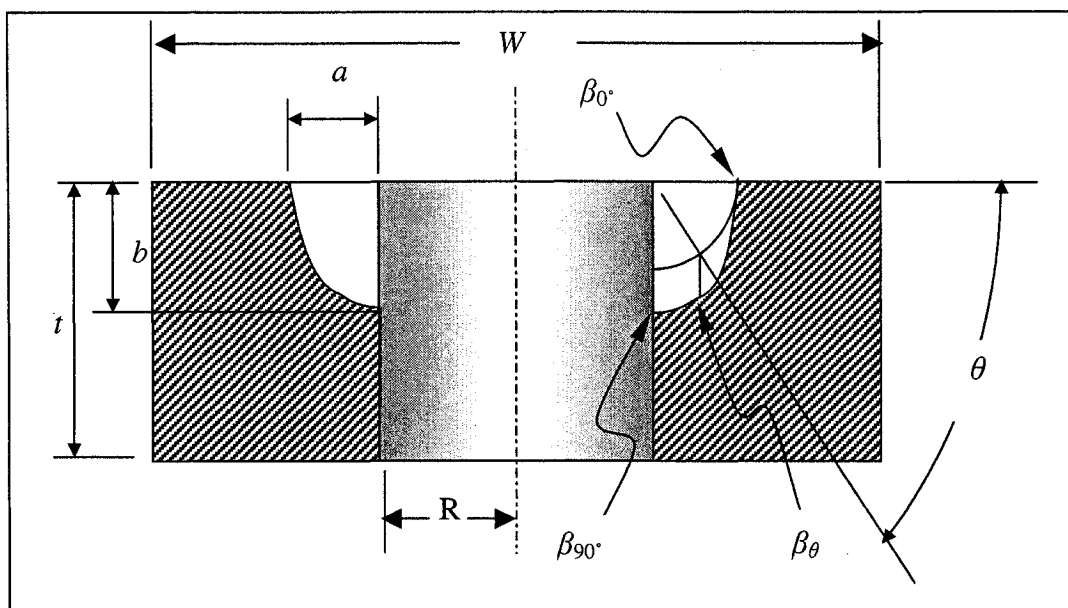


Figure 1.11 Représentation schématique d'une fissure diamétrale coin dans une plaque et identification des facteurs β

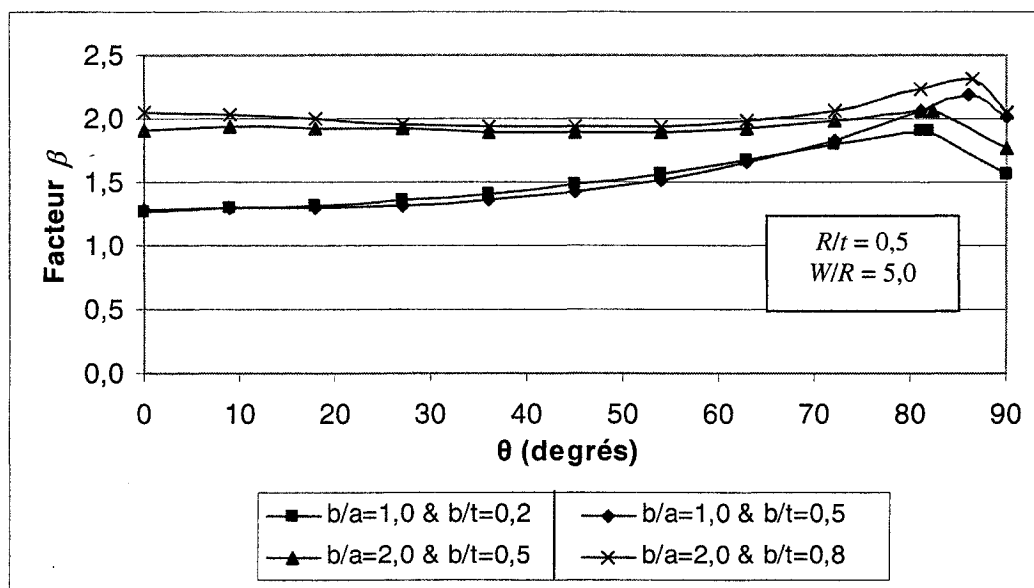


Figure 1.12 Variation du facteur β (mode I) en fonction de θ pour une fissure diamétrale coin (selon ESDU 83033, 1984)

Selon la figure 1.12, pour une valeur de θ spécifiée entre 0 et 70°, le facteur β augmente de manière importante lorsque le rapport b/a augmente; le rapport b/t a peu d'influence, sauf dans la zone définie par $70^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$. Pour tous les cas, on remarque une augmentation du facteur β lorsque $55^\circ \leq \theta \leq 80^\circ$, puis une diminution brusque lorsque $85^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$. Le facteur β atteint donc un maximum aux environs de $\theta = 85^\circ$. Selon la référence ESDU 83033, cette diminution subite ne correspond pas à la réalité physique mais à certaines suppositions faites dans la modélisation par éléments finis. Il est recommandé d'utiliser la valeur du facteur β correspondant à $\theta = 85^\circ$ lorsque $85^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$. On peut alors s'attendre à ce que la fissure se propage plus rapidement suivant l'épaisseur de la plaque.

Le ESDU 83033 ne donne pas le facteur β pour une fissure radiale coin. La correction permettant d'ajuster le facteur β en mode I d'une fissure diamétrale coin (β_{DC}) pour fin d'application à une fissure radiale coin (β_{RC}) a été développée par Shah (1976):

$$\frac{\beta_{RC}}{\beta_{DC}} = \frac{2 + \frac{\pi ab}{4Rt}}{\left(2 + \frac{\pi ab}{2Rt}\right)^{1/2}} \quad (1.8)$$

Tous les résultats rapportés montrent clairement que le comportement d'une fissure coin est beaucoup plus complexe à analyser que celui d'une fissure traversante. L'utilisation d'un logiciel spécialisé est donc nécessaire pour en faire l'analyse. Ce sujet sera abordé au chapitre 4.

1.2.2 Influence de la distribution de charge à l'interface trou-boulon sur K

Le modèle de Rooke et Hutchins (1984) pour déterminer le facteur β d'une fissure radiale traversante (section 1.2.1) permet d'appliquer la distribution de charge désirée à l'interface trou-boulon. Ce modèle sera utilisé pour analyser l'effet de plusieurs types de distributions de charge combinés à différentes valeurs du demi-angle de contact (α). La comparaison sera limitée aux courbes du facteur β en mode I afin de faire ressortir les tendances générales.

Les figures 1.13 et 1.14 montrent respectivement les courbes du facteur β en fonction de la longueur de fissure normalisée, a/R , pour la distribution en cosinus et la distribution de Hou et Hills en état plan de contraintes. Les valeurs ont été obtenues pour un demi angle de contact variant entre 15 et 90°. Dans les deux cas, la courbe du facteur β correspondant à une distribution de Knight (équ. 1.4) a été illustrée.

Dans les deux cas (cosinus, Hou et Hills), pour une valeur donnée de a/R , le facteur β augmente avec l'accroissement de la valeur du demi-angle de contact α . L'effet de α est beaucoup plus marqué lorsque la fissure est courte (faible valeur de a/R) car dans ce cas, la tête de la fissure est située dans une zone d'influence locale du chargement. Il apparaît également que dans le cas de la distribution en cosinus, la valeur de β est beaucoup moins influencée par une variation du demi-angle de contact que dans le cas de la distribution de Hou et Hills. Lorsque le demi-angle de contact passe de 60° à 15° le facteur β diminue d'un maximum de 23% avec la distribution en cosinus alors qu'il diminue de 97% avec la distribution de Hou et Hills. On peut donc dire que, pour une fissure radiale traversante, lorsque $\alpha \geq 60^\circ$ la distribution de Hou et Hills est plus sévère; par contre, lorsque $\alpha \leq 45^\circ$ la distribution en cosinus est plus sévère. La courbe du facteur β pour la distribution de Knight est située au-dessus de celle pour la distribution selon Hou et Hills ($\alpha = 60^\circ$) pour un rapport $a/R \leq 0,06$. Elle diminue ensuite au niveau de la distribution cosinus ($90^\circ \geq \alpha \geq 60^\circ$) pour $a/R \geq 0,30$. La distribution de Knight étant la seule à considérer la friction à l'interface trou-boulon (contrainte de cisaillement suivant la direction tangentielle,

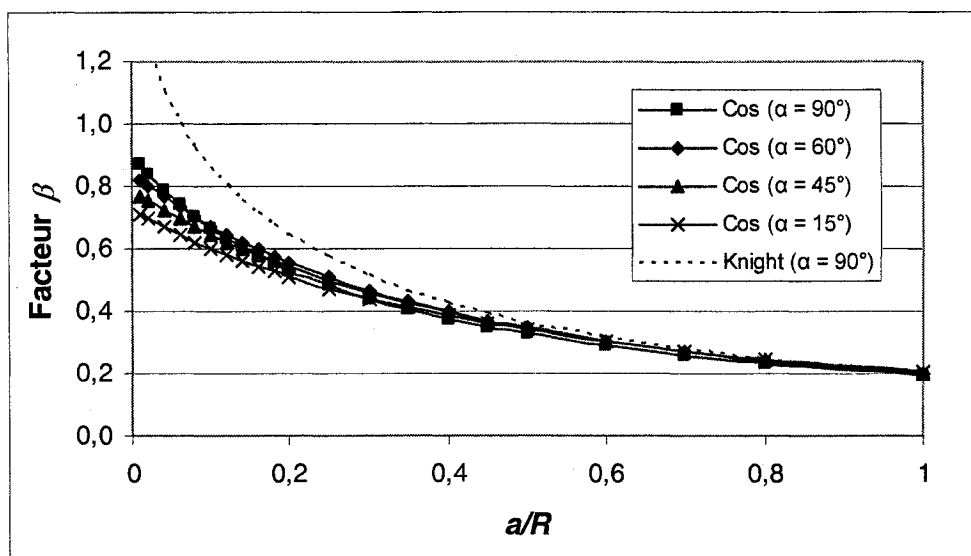


Figure 1.13 Courbes du facteur β (mode I) pour une fissure radiale traversante et une distribution de charge à l'interface trou-boulon en cosinus (selon Rooke et Hutchins, 1984)

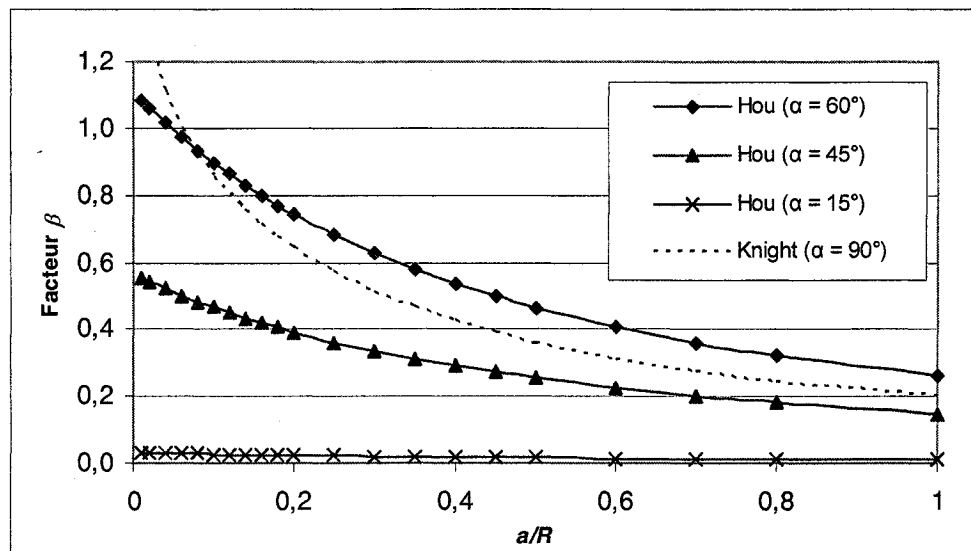


Figure 1.14 Courbes du facteur β (mode I) pour une fissure radiale traversante et une distribution de charge à l'interface trou-boulon selon Hou et Hills (selon Rooke et Hutchins, 1984)

$\tau_{r\theta}$, non nulle) on peut donc conclure que la friction a une grande influence lorsque la fissure est courte (Rooke & Hutchins, 1984).

En conclusion générale, on peut affirmer que la distribution de contrainte à l'interface trou-boulon a une influence très importante sur le facteur β en mode I, comme l'avaient prédit Rooke et Tweed (1980).

1.2.3 K pour une plaque trouée de dimensions finies

Les courbes du facteur β présentées à la section 1.2.1 ont été établies pour des fissures se propageant à partir d'un trou chargé dans une plaque infinie. L'utilisation de ces modèles est limitée à des trous dont le diamètre est beaucoup plus faible que les dimensions de la plaque et qui sont situés très loin des bords de celle-ci. Lorsque ces conditions ne sont pas rencontrées, certains coefficients doivent être introduits dans l'équation 1.6 pour tenir compte des effets de frontières. Dans cette section, l'effet de la marge de bord (e), l'effet de la marge d'extrémité (h) et l'effet d'interaction entre la marge de bord et la longueur de la fissure (a) sont examinés. Les différents paramètres géométriques sont illustrés à la figure 1.15.

a) Effet de la marge de bord

L'effet de la marge de bord s'exprime par le coefficient β_e , qui est un facteur multiplicatif du facteur β obtenu pour la plaque infinie. La valeur de β_e pour une fissure radiale ou diamétrale est donnée par l'équation suivante (Newman, 1976) :

$$\beta_e = [\sec (\pi/2 \times R/e)]^{1/2} \quad (1.9.a)$$

Ainsi, l'équation 1.6 devient:

$$K = \beta_e \beta \sigma_m (\pi a)^{1/2} \quad (1.9.b)$$

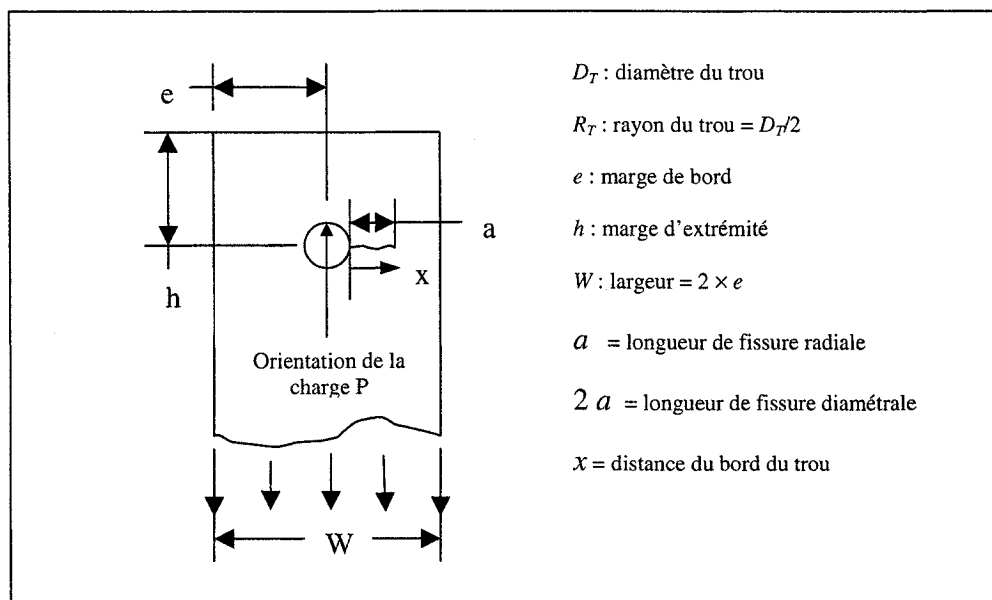


Figure 1.15 Paramètres caractéristiques de la plaque trouée ayant des dimensions finies

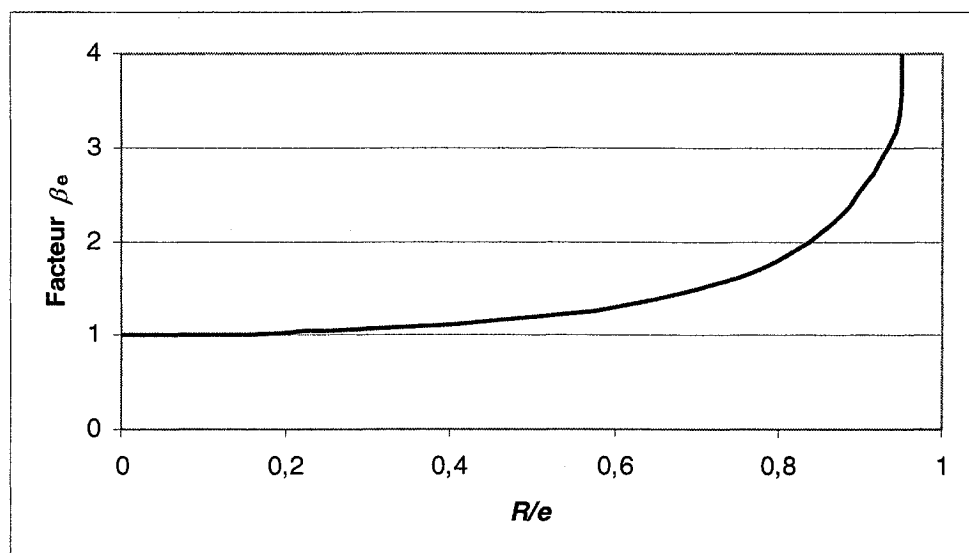


Figure 1.16 Variation du facteur β_e en fonction de R/e pour une fissure radiale ou diamétrale (d'après Newman, 1976)

Le coefficient β_e ne dépend que du rapport entre le rayon du trou et la marge de bord (R/e) de la plaque. Pour une géométrie donnée, la valeur de β_e restera inchangée. La figure 1.16 illustre la variation du coefficient β_e en fonction de R/e . La valeur de β_e est égale à 1,0 lorsque $R/e = 0$ (plaque pleine) et tend théoriquement vers l'infini lorsque $R/e = 1,0$ (diamètre du trou égal à la largeur de la plaque). En pratique, la valeur de β_e sera posée égale à 1,0 lorsque $R/e \leq 0,2$. L'erreur maximum sera alors de 2,5%.

Les échantillons testés pour ce projet ont un rapport $R/e = 0,208$ (les détails seront donnés au chapitre 2). Le facteur β_e aura donc une valeur constante égale à 1,028, ce qui signifie une augmentation du facteur β de 2,8% par rapport à la valeur obtenue pour une fissure émanant d'un trou dans une plaque infinie.

b) Effet de la marge d'extrémité

L'effet de la marge d'extrémité s'exprime par le facteur β_h , qui varie de manière inversement proportionnelle aux rapports h/e et e/D , tel qu'illustré à la figure 1.17 pour une fissure diamétrale (ESDU 83033, 1984). On constate que la marge d'extrémité n'a plus d'effet ($\beta_h = 1,0$) lorsque $h/e \geq 1,8$. β_h est un facteur multiplicatif du facteur β obtenu pour la plaque infinie, à la manière de l'équation 1.9.b. Le ESDU 83033 ne donne pas les valeurs de β_h pour une fissure radiale mais on peut raisonnablement supposer qu'elles sont inférieures à celles de la figure 1.17 puisque la fissure radiale n'est constituée que d'un seul front de fissure.

Les échantillons testés pour ce projet ayant des rapports $h/e = 1,67$ et $e/D = 2,40$ (les détails seront donnés au chapitre 2), le facteur β_h prend donc une valeur constante inférieure à 1,0016. Ceci signifie une différence de 0,16% par rapport au facteur associé à une plaque infinie. Ainsi, l'effet de la marge d'extrémité est considéré négligeable pour ces échantillons.

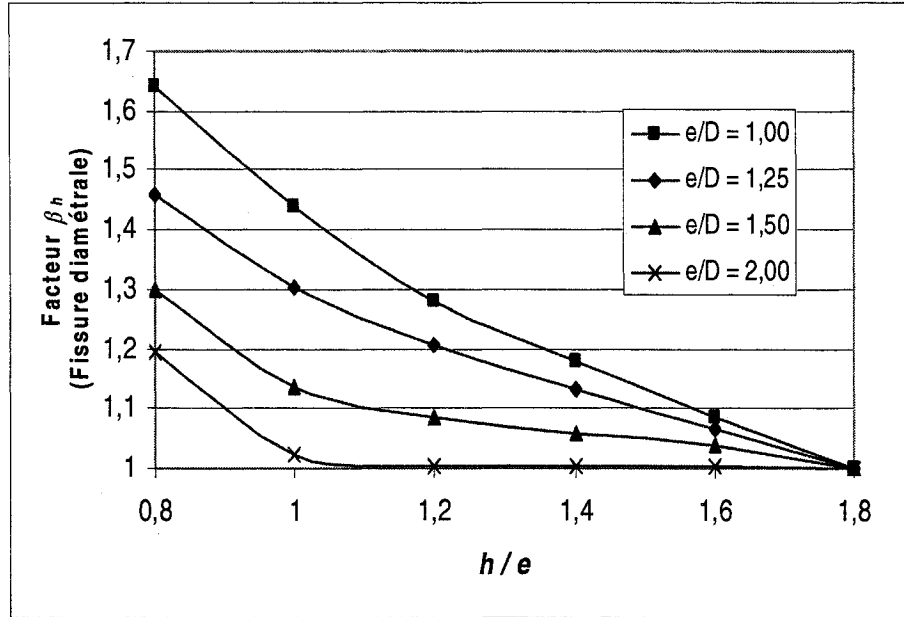


Figure 1.17 Variation du facteur β_h en fonction de h/e pour une fissure diamétrale (ESDU 83033, 1984)

c) Interaction entre l'effet de la marge de bord et celui de la longueur de fissure

L'interaction entre l'effet de la marge de bord et celui de la fissure est prise en compte par le facteur β_a , qui est aussi un facteur multiplicatif du facteur β obtenu pour la plaque infinie, à la manière de l'équation 1.9.b. La valeur de β_a est obtenue à l'aide des équations suivantes (Newman, 1976):

Pour une fissure radiale,

$$\beta_a = \left\{ \sec \left[\frac{\pi}{2} \frac{(2R + a)}{(2e - a)} \right] \right\}^{1/2}$$

(1.10)

Pour une fissure diamétrale,

$$\beta_a = \left\{ \sec \left[\frac{\pi}{2} \frac{(2R + 2a)}{2e} \right] \right\}^{1/2}$$

Le facteur β_a varie proportionnellement avec les rapports R/e et $a/(e - R)$, tel qu'illustré aux figures 1.18 et 1.19. Lorsque $a/(e - R) = 1,0$ (i.e. l'extrémité de fissure atteint le bord de la plaque) la valeur du facteur β_a tend vers l'infini.

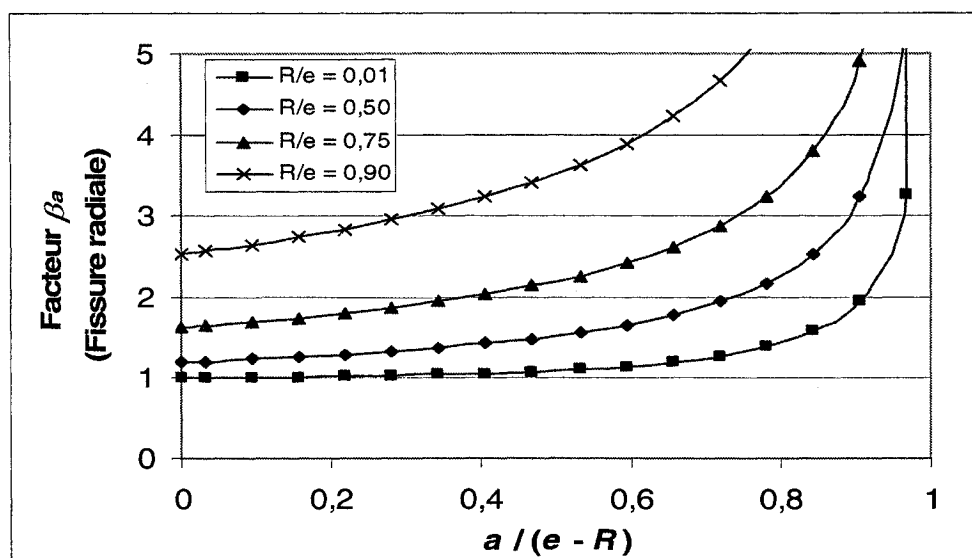


Figure 1.18 Variation du facteur β_a en fonction de $(a / (e - R))$ pour une fissure radiale (selon Newman, 1976)

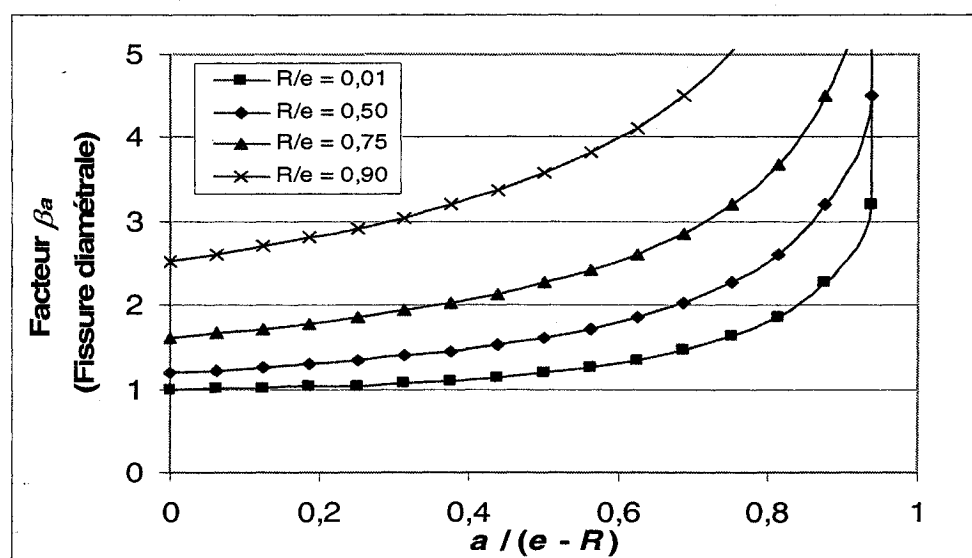


Figure 1.19 Variation du facteur β_a en fonction de $(a / (e - R))$ pour une fissure diamétrale (selon Newman, 1976)

1.2.4 Autres facteurs influents sur K

Jusqu'à présent, les fissures ayant des géométries régulières et symétriques ont été examinées. En réalité, les fissures traversantes ont rarement un front de propagation droit et perpendiculaire à la surface de la plaque; de plus, les fissures diamétrales ne sont pas toujours symétriques par rapport au centre du trou. On parle alors de fissures obliques et de fissures asymétriques, tel qu'illustré à la figure 1.20.

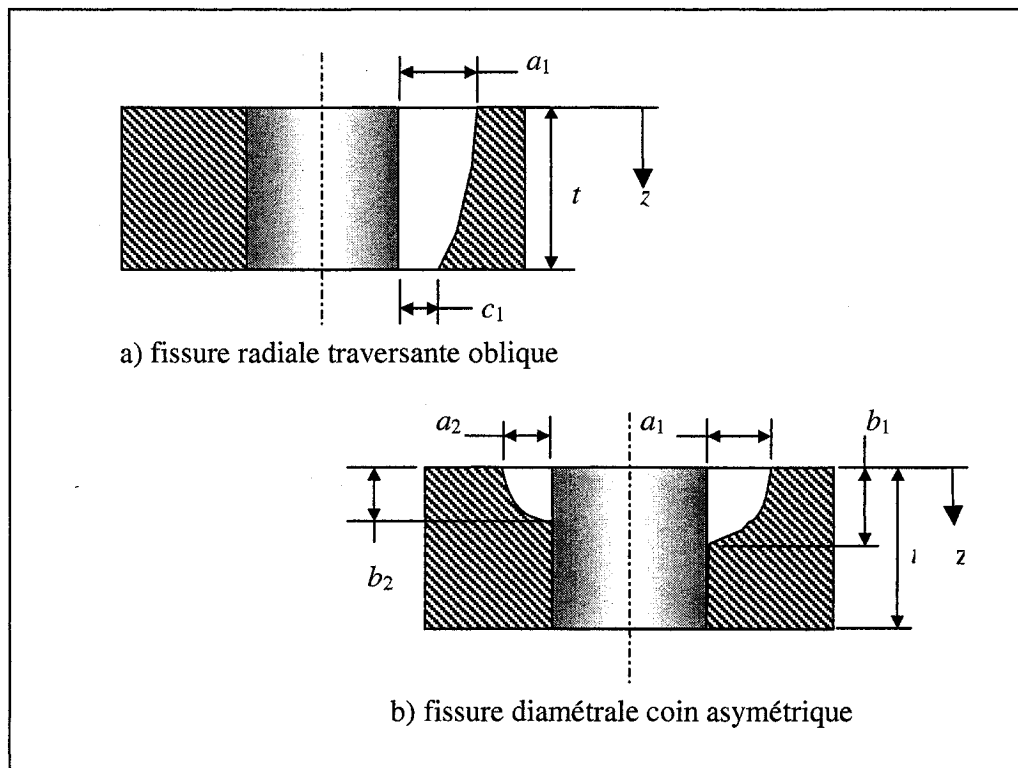


Figure 1.20 Fissure radiale traversante oblique et fissure diamétrale coin asymétrique

a) Fissure oblique

Fawaz (1998 & 1999) a étudié le comportement d'une fissure radiale oblique en mode I avec la méthode des éléments finis. Selon cet auteur, une fissure radiale oblique peut être considérée comme une fissure en quart d'ellipse dont la profondeur (b) est supérieure à l'épaisseur de la plaque (t). La figure 1.21a illustre ce cas pour un rapport $b/t = 5,0$. Lorsque le rapport b/a augmente, le front de fissure est de moins en moins oblique; pour $b/a = 2,0$ et $b/a = 1,0$ le front de fissure est pratiquement droit et perpendiculaire aux faces de la plaque.

La figure 1.21b illustre la variation du facteur β en fonction de z/t pour les valeurs de b/a de la figure 1.21a, dans une plaque infinie avec une distribution de chargement à l'interface trou-boulon sous forme de cosinus ($\alpha = 90^\circ$). Le facteur β de la figure 1.21b a comme longueur de référence la profondeur de fissure ($b = 5 \times t$) plutôt que la longueur de fissure à la surface de la plaque (a), comme le montre l'équation 1.6. Cela explique pourquoi les valeurs de β présentées sont inférieures à celles de la figure 1.8.

Pour les cas où $b/a = 2,0$ et $b/a = 1,0$ (front de fissure pratiquement droit), on observe que le facteur β est approximativement constant selon l'épaisseur de la plaque mais qu'il subit une diminution aux faces. Cela apporte une précision aux modèles vus précédemment, selon lesquels le facteur β est constant à travers l'épaisseur, pour un front de fissure droit. Pour le cas où $b/a = 0,4$ le facteur β subit une diminution à la face supérieure puis une augmentation à la face inférieure. Enfin, pour le cas où $b/a = 0,2$ on observe que le facteur β subit une augmentation aux deux faces. Cette augmentation est beaucoup plus importante à la face inférieure.

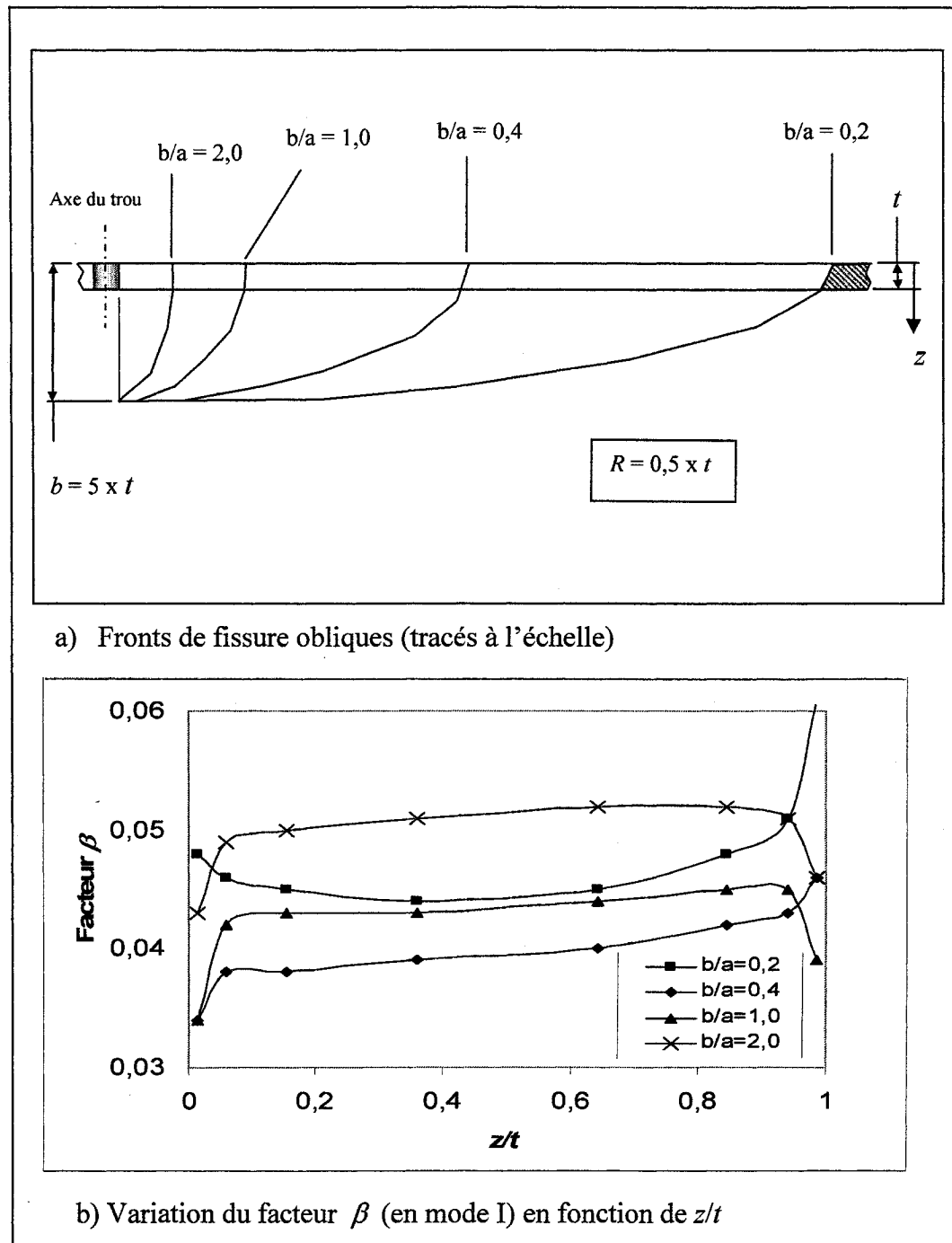


Figure 1.21 Fronts de fissure et variation du facteur β (en mode I) en fonction de z/t et pour différentes valeurs de b/a , pour une fissure diamétrale oblique dans une plaque infinie, avec un trou chargé par une distribution en cosinus ($\alpha = 90^\circ$) (Fawaz, 1999)

b) Fissure asymétrique

À l'aide de la méthode des éléments finis, Fawaz et Anderson (2004) ont étudié l'effet de l'asymétrie d'une fissure diamétrale coin (Fig. 1.20b) sur le facteur K en mode I dans une plaque infinie soumise à une charge uniforme loin du trou (remote loading). Les caractéristiques des deux cas étudiés sont rapportées dans le tableau 1.1.

Tableau 1.1 Caractéristiques des fissures diamétrales coin asymétriques étudiées par Fawaz et Anderson (2004)

| Paramètres | Cas 1 (fissure profonde) | Cas 2 (fissure peu profonde) |
|------------|------------------------------|---------------------------------|
| R/t | 1,0 | 1,0 |
| b | $b = b_1 = b_2$ | $b = b_1 = b_2$ |
| b/t | 0,99 | 0,20 |
| a_1/b | 10,0 | 5,0 |
| a_2/a_1 | $0,01 \leq a_2/a_1 \leq 1,0$ | $0,02 \leq a_2/a_1 \leq 1,0$ |

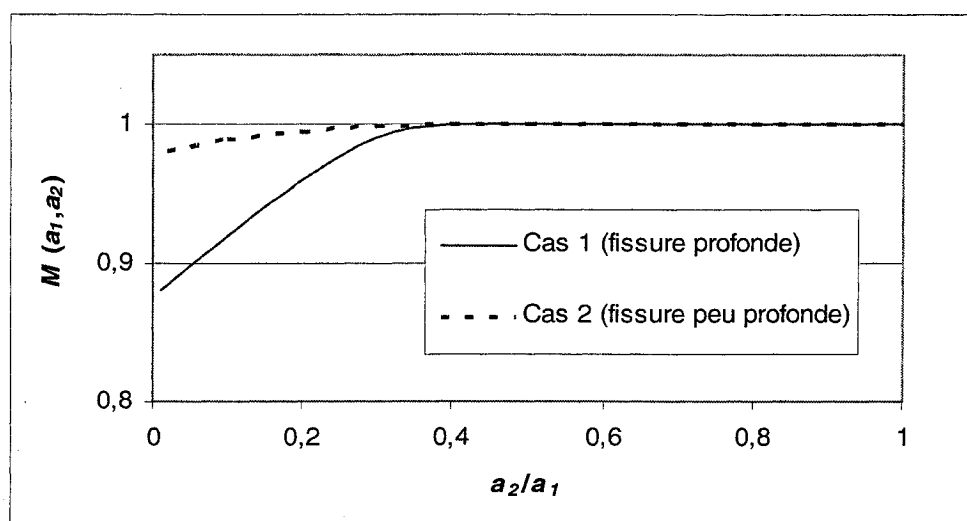


Figure 1.22 Facteur d'influence $M(a_1, a_2)$ en fonction de a_2/a_1 pour une fissure diamétrale coin asymétrique (Fawaz et Anderson, 2004)

Le facteur d'influence M a été défini afin de prendre en compte l'effet d'interaction entre les deux longueurs de la fissure diamétrale:

$$M(a_1, a_2) = \frac{K_1 \text{ associé à } a_1 \text{ pour une fissure asymétrique}}{K_1 \text{ associé à } a_1 \text{ pour une fissure symétrique}} \quad (1.11)$$

La figure 1.22 illustre le comportement du facteur M en fonction du rapport a_2/a_1 .

Pour de faibles valeurs de a_2/a_1 , la différence entre les facteurs d'influence pour les deux cas est appréciable; plus la fissure est profonde, plus l'influence de l'asymétrie est importante. Par exemple, pour $a_2/a_1 = 0,02$, le facteur $M = 0,88$ pour une fissure profonde (cas 1) et $M = 0,98$ pour une fissure peu profonde (cas 2). Par contre, lorsque $a_2/a_1 \geq 0,40$, le facteur M prend pratiquement, pour les deux cas, la valeur unitaire. Dans cette condition, l'extrémité a_1 de la fissure se comporte comme une fissure diamétrale coin symétrique; ainsi, pour a_1 la présence de la fissure a_2 importe plus que sa dimension.

Fawaz et Anderson (2004) n'ont pas donné les valeurs de K pour la fissure de longueur a_2 ; on peut tout de même supposer raisonnablement que le K sera inférieur à celui de la fissure de longueur a_1 . Dans le cas d'une fissure asymétrique, il serait donc du côté conservateur d'utiliser le K d'une fissure symétrique avec les dimensions de a_1 . Enfin, il est important de souligner que ces résultats sont valides pour le cas où $b_1 = b_2$. Ces auteurs n'ont pas rapporté de résultats pour le cas où $b_1 \neq b_2$.

1.2.5 Fonctions de poids

Jusqu'à présent, le comportement d'une fissure émanant du bord d'un trou soumis à un transfert total de charge a été succinctement décrit. Lorsqu'il existe un champ de contraintes résiduelles comme celui résultant de l'écrouissage pratiqué au trou, la méthode des fonctions de poids combinée au principe de Bueckner est souvent utilisée pour déterminer le facteur K . Cette méthode sera brièvement expliquée dans cette section; une explication plus détaillée peut être trouvée ailleurs (Bernard, 2001).

a) Principe de Bueckner

Le principe de Bueckner pour un trou chargé (mode I seulement) est illustré à la figure 1.23. Sa démonstration complète fait appel au théorème de Clapeyron et au théorème de réciprocité de Betti (Bueckner, 1958).

Tout d'abord, la figure 1.23a illustre la plaque ayant un trou non fissurée soumise à un transfert de charge. On y voit la distribution de contraintes $\sigma(x)$ résultante sur le site virtuel de la fissure; la pièce n'étant pas fissurée, $K_{I(a)} = 0$. La figure 1.23b illustre ensuite la pièce fissurée avec le trou chargé; on applique sur les lèvres de la fissure l'inverse de la distribution de contraintes $\sigma(x)$ obtenue à la figure 1.23a. Cette distribution de contraintes empêche l'ouverture de la fissure; ainsi, $K_{I(b)} = K_{I(a)} = 0$. La suite du raisonnement aboutit de manière évidente à la conclusion que $K_{I(c)} = K_{I(e)}$. Le facteur K_I associé au chargement au trou est donc le même que celui associé à l'application de $\sigma(x)$ sur les lèvres de la fissure, le contour du trou étant libre de chargement. Le cas d'un trou sans contrainte résiduelle qui doit supporter un transfert de charge est représenté à la figure 1.23c.

L'un des avantages de ce principe est que la distribution de contraintes $\sigma(x)$ utilisée peut inclure un champ de contraintes résiduelles comme celui résultant de l'écrouissage du trou. On peut ainsi obtenir le facteur K_I pour un trou écroui, ce que les modèles du facteur β décrits dans les sections précédentes ne permettent pas de faire aussi directement. L'application de ce principe nécessite l'utilisation de la méthode des fonctions de poids.

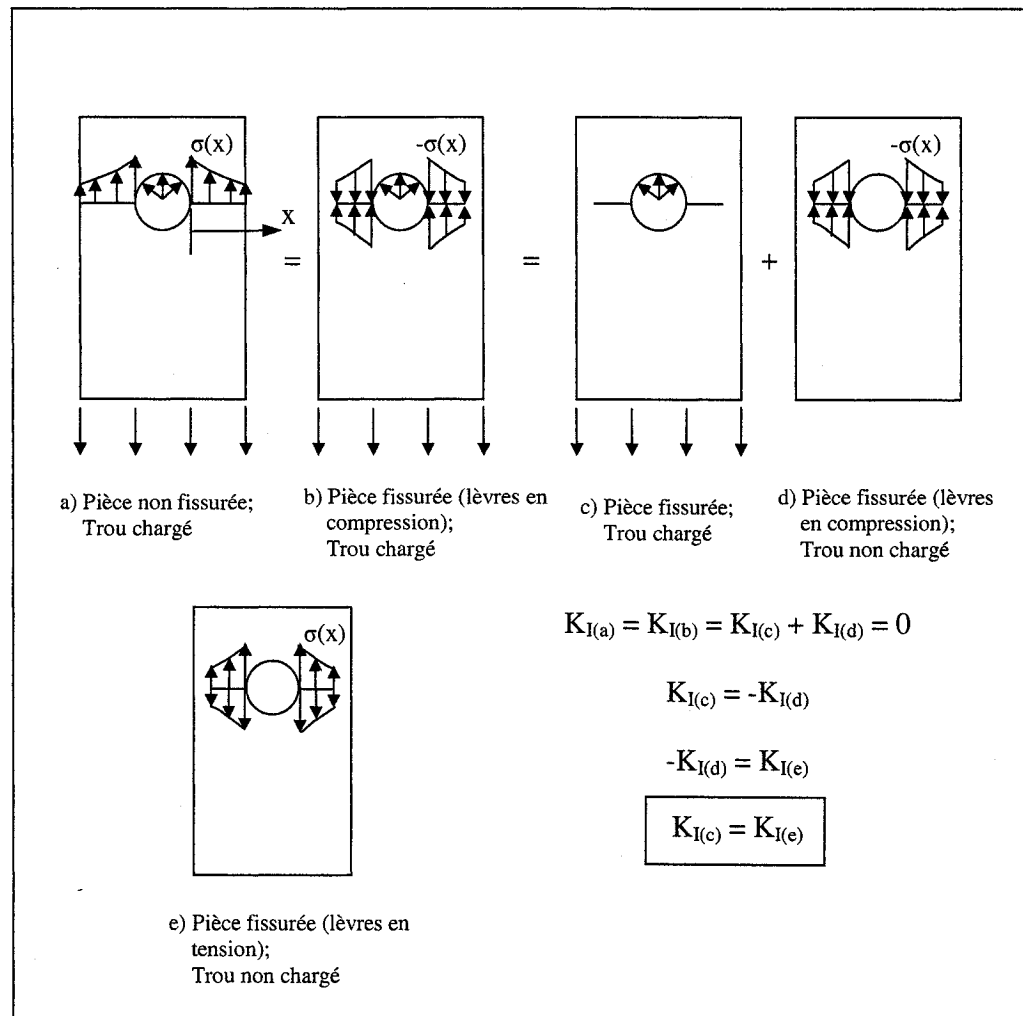


Figure 1.23 Illustration du principe de Bueckner pour le cas d'un trou chargé ayant une fissure (Mode I seulement)

b) Fonctions de poids

Le facteur K_I peut être calculé à l'aide d'une fonction de poids comme le montre l'équation 1.12 :

$$K_I = \int_0^a \sigma(x) w(x, a) dx \quad (1.12)$$

où a : longueur de la fissure

$\sigma(x)$: distribution de contraintes sur le site virtuel de la fissure, dans la pièce non fissurée

$w(x, a)$: fonction de poids

Bueckner (1970) et Rice (1972) ont démontré qu'une fonction de poids $w(x, a)$ pour une fissure droite en mode I dépend entièrement de la géométrie et non du chargement. Cette fonction est définie comme suit :

$$w(x, a) = \frac{H}{2K_I^*} \frac{\delta u^*}{\delta a} \quad (1.13)$$

où a : longueur de la fissure;

H : paramètre caractérisant la condition de chargement :

$H = E_P$ pour un état plan de contraintes

$H = E_P / (1 - \nu^2)$ pour un état plan de déformations

K_I^* : Facteur K connu correspondant à une distribution de contraintes $\sigma^*(x)$

u^* : déplacement relatif (ouverture) des lèvres de la fissure correspondant à K_I^*

E_P et ν : module de Young et coefficient de Poisson du matériau de la plaque, respectivement

La fonction de poids est donc basée sur une solution de référence (pour la géométrie étudiée) dont on connaît deux des trois variables suivantes : K_I^* , $\sigma^*(x)$, $\delta u^*/\delta a$. La troisième variable peut être déterminée à l'aide de la relation suivante :

$$K_I^* = H \int_0^a \sigma^*(x) \frac{\delta u^*}{\delta a} dx \quad (1.14)$$

Il est important de souligner que la distribution de contraintes de référence $\sigma^*(x)$ doit solliciter la fissure selon le même mode que celui étudié. Les fonctions de poids du logiciel NASGRO correspondant à la géométrie et au chargement étudiés seront présentées au chapitre 4.

1.3 Écrouissage du trou

L'écrouissage d'un trou est un procédé mécanique utilisé pour générer des contraintes résiduelles dans le matériau entourant le trou. Pour un joint boulonné ou riveté, le but recherché est essentiellement la réduction du niveau de la contrainte résultante suite à un chargement, afin de retarder l'amorce d'une fissure et de ralentir sa propagation. On peut ainsi obtenir une vie en fatigue plus longue et augmenter les intervalles entre les inspections structurales, ce qui permet de diminuer les coûts d'opération dans le cas d'une flotte d'aéronefs. Dans cette section, le procédé d'écrouissage sera brièvement expliqué et les principales méthodes utilisées pour évaluer les contraintes résiduelles seront décrites avec quelques résultats; ensuite, l'influence de l'écrouissage sur la contrainte résultant de l'application d'un cycle de chargement sera discutée.

1.3.1 Procédé d'écrouissage et contraintes induites

Le procédé d'écrouissage consiste à faire passer dans le trou un mandrin d'acier (portant une bague fendue également en acier) dont le diamètre externe est légèrement supérieur à celui du trou. Les contraintes résiduelles résultantes sont dues

à la relaxation des contraintes d'interférence après le passage du mandrin. L'opération du procédé sera expliquée plus en détails au chapitre 2.

Le niveau d'écrouissage E_c est défini par la relation suivante :

$$E_c(\%) = \frac{D_{m+b} - D_i}{D_i} \times 100 \quad (1.15)$$

où D_{m+b} : diamètre de l'ensemble mandrin et bague fendue

D_i : diamètre initial du trou

Puisque le diamètre du mandrin est en interférence avec celui du trou, son passage induit autour du trou des contraintes d'interférence tangentielles en tension et des contraintes d'interférence radiales en compression, tel qu'illustré à la figure 1.24 (pour un trou de rayon final après écrouissage, R_f). Si les contraintes d'interférence sont suffisamment élevées pour qu'il y ait écoulement du matériau, il y aura déformations permanentes dans la zone comprise entre les rayons R_f et R_y , où R_y est le rayon correspondant à l'interface des zones plastique et élastique. Après le retrait du mandrin, l'équilibre sera rétabli par un champ de contraintes résiduelles, tel qu'illustré à la figure 1.25. On constate que la contrainte résiduelle tangentielle est fortement en compression au bord du trou; son intensité diminue en s'éloignant du trou et devient en tension jusqu'à une valeur maximum (à la distance R_y) relativement plus faible que celle en compression (en valeur absolue). Cette contrainte tangentielle en tension diminue par la suite pour tendre vers zéro. La contrainte résiduelle radiale est égale à zéro au bord du trou et elle atteint un maximum en compression à une faible distance du bord du trou, puis, son intensité diminue pour finalement tendre vers zéro. Pour un niveau d'écrouissage élevé, il est possible qu'après le retrait du mandrin, les contraintes résiduelles tangentielles atteignent le niveau d'écoulement en compression du matériau. On aura alors une zone de ré-écoulement de rayon R_{ry} , tel qu'illustrée à la figure 1.26. La contrainte résiduelle tangentielle maximum en compression n'est alors plus située au bord du trou, mais à la limite de la zone de ré-écoulement.

C'est la contrainte tangentielle résiduelle en compression qui a pour effet de retarder l'initiation d'une fissure et ensuite de ralentir sa propagation (en mode I) en refermant celle-ci (voir section 1.3.2). Pour cette raison, une attention particulière sera apportée à la distribution de la contrainte tangentielle.

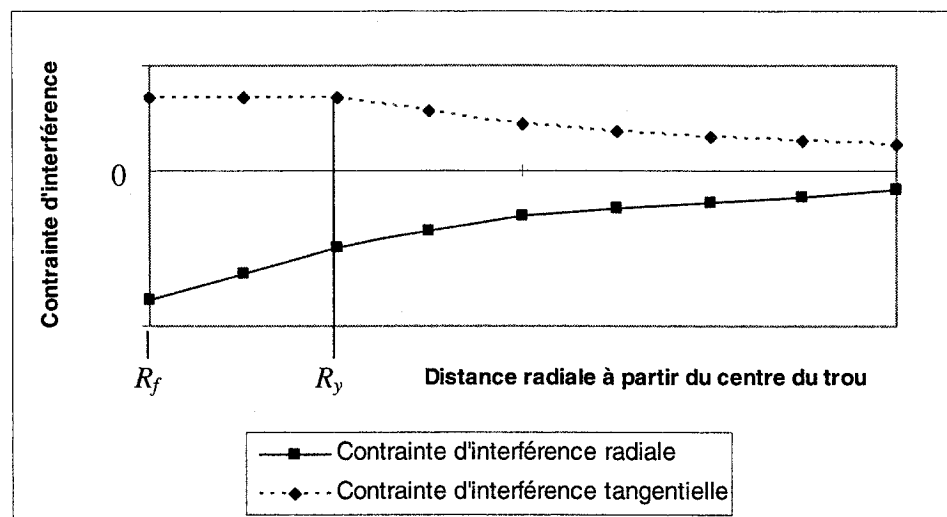


Figure 1.24 Distribution schématisque des contraintes d'interférence radiale et tangentielle, lors du passage du mandrin

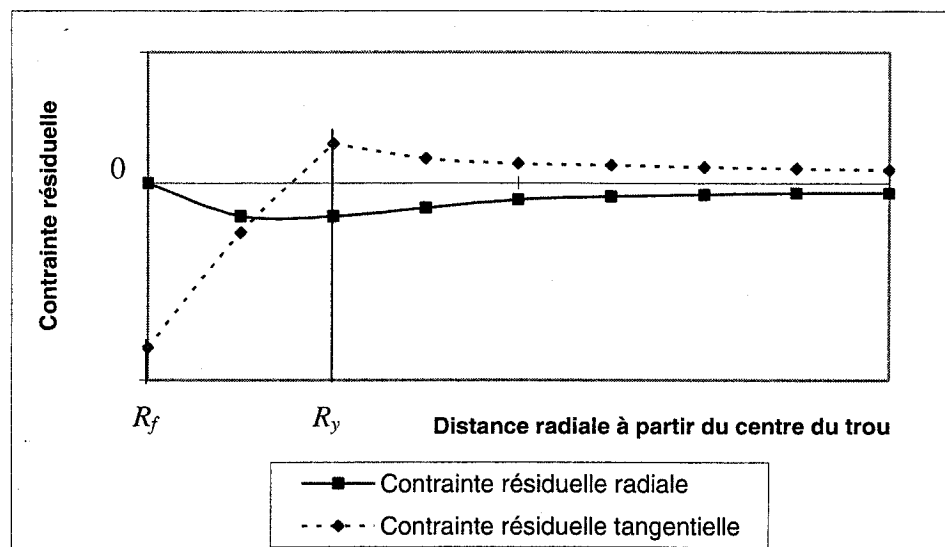


Figure 1.25 Distribution schématique des contraintes résiduelles radiale et tangentielle, après le retrait du mandrin (sans ré-écoulement)

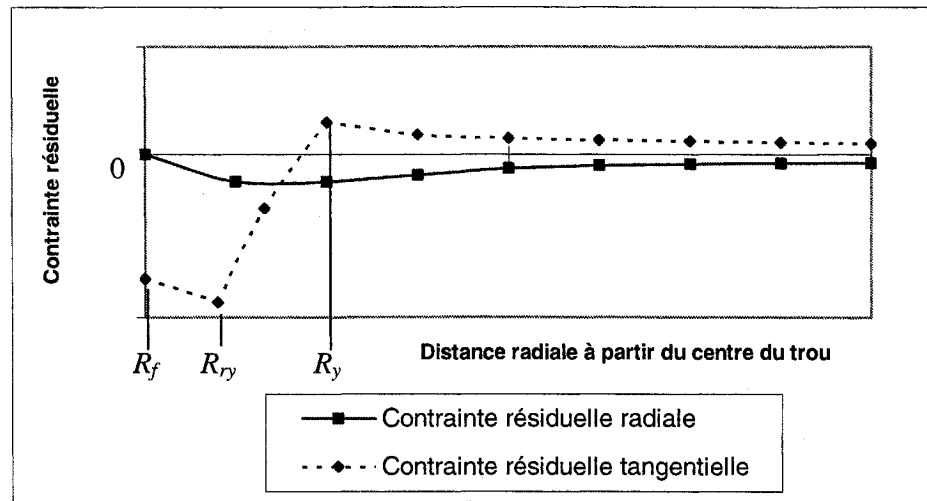


Figure 1.26 Distribution schématique des contraintes résiduelles radiale et tangentielle après le retrait du mandrin (avec ré-écoulement)

1.3.2 Évaluation des contraintes résiduelles induites par l'écrouissage

a) *Méthodes analytiques*

Plusieurs approches analytiques bidimensionnelles ont été développées pour évaluer le champ de contraintes résiduelles autour d'un trou écroui. Chacune utilise une hypothèse particulière. Bernard *et al* (1993) ont répertorié les principales approches qui sont résumées au tableau 1.2. Le champ de contrainte résiduelle tangentielle obtenu à l'aide de chacune des méthodes est illustré aux figures 1.27 et 1.28 pour le cas d'une plaque d'aluminium 7475-T7351 ayant une largeur de 30,48 mm avec un trou centré de 6,35 mm de diamètre écroui à $E_c = 5,58\%$ (Burlat, 1994). On remarque une grande variation du champ de contraintes résiduelles tangentielles obtenu d'une méthode à l'autre, particulièrement au bord du trou. La valeur de ces contraintes au bord du trou est très importante puisqu'une grande partie de la vie en propagation se passe dans cette région. On remarque aussi que seuls Grandt (1979) et Jost (1983) ont tenu compte du ré-écoulement. Les autres méthodes semblent donner des valeurs non réalistes au bord du trou.

Tableau 1.2 Sommaire des principales approches analytiques permettant le calcul des contraintes résiduelles dues à l'écroutissement (Bernard *et al.*, 1993)

| Approche | Géométrie | Comportement du matériau | Critère d'écoulement | État de contraintes | Déchargement | Mandrin |
|-------------------------------|------------------|----------------------------------|----------------------|---|-----------------------------|-----------|
| Carter et Hanagud (1974) | plaque infinie | élastique-parfaitement plastique | Tresca | contraintes planes | élastique | rigide |
| Hsu et Forman (1975) | plaque infinie | élasto-plastique | Mises | contraintes planes | élastique | rigide |
| Grandt, Potter et Ting (1979) | plaque annulaire | élastique-parfaitement plastique | Mises | contraintes planes | écoulement à la compression | rigide |
| Jongebreur et Dekoning (1983) | plaque annulaire | élasto-plastique | Tresca | contraintes planes ou déformations planes | élastique | élastique |
| Carey et Hoskin (1986) | plaque infinie | élastique-parfaitement plastique | Tresca | contraintes planes | élastique | élastique |
| Gamer (1986) | plaque infinie | élasto-plastique | Tresca | contraintes planes | élastique | élastique |
| Jost (1988) | plaque annulaire | élastique-parfaitement plastique | Mises | déformations planes | écoulement à la compression | élastique |

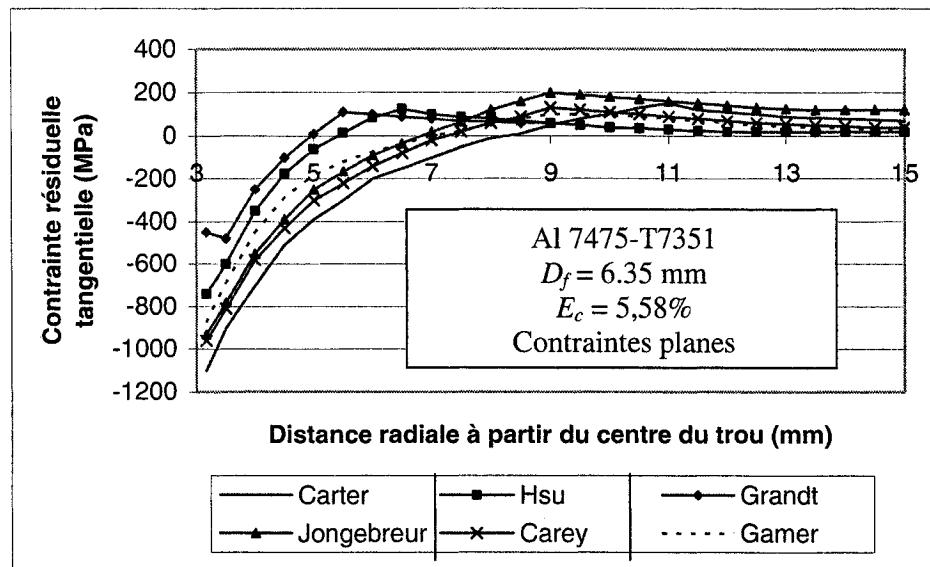


Figure 1.27 Contraintes résiduelles tangentielles à travers le ligament d'une plaque trouée et écrouie en état plan de contraintes (adapté de Burlat, 1994)

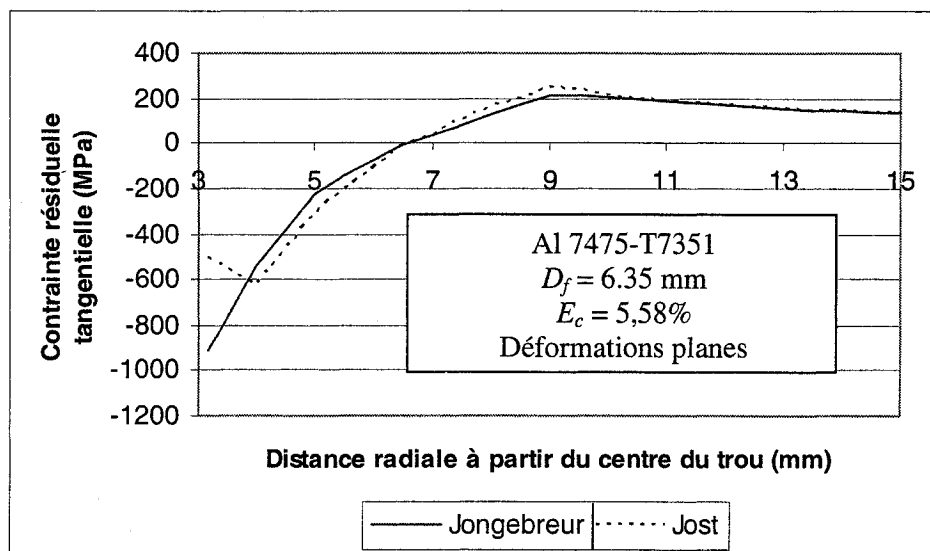


Figure 1.28 Contraintes résiduelles tangentielles à travers le ligament d'une plaque trouée et écrouie en état plan de déformations (adapté de Burlat, 1994)

b) Méthodes numériques

Dans tous les modèles analytiques présentés dans la section précédente, le champ de contraintes résiduelles résultant de l'écrouissage est supposé bidimensionnel, c'est-à-dire qu'il ne varie pas selon l'épaisseur de la plaque. Cependant, des mesures de l'expansion d'un trou écroui ont montré que le champ de déplacement induit par l'écrouissage varie selon l'épaisseur de la plaque (Cloud et Paleebut, 1982). Les modèles d'analyse bidimensionnels ne sont donc pas adéquats pour décrire ce procédé. Suite à ces constatations, Forgues (1993) a développé un modèle numérique tridimensionnel avec le logiciel d'éléments finis ABAQUS afin d'étudier la variation du champ de contraintes résiduelles à travers l'épaisseur de la plaque.

Le procédé modélisé par Forgues est l'écrouissage avec bague fendue qui a été développé par Fatigue Technology Inc. (FTI, 1992). Ce modèle permet de simuler le passage du mandrin à travers l'épaisseur de la plaque selon l'axe du trou. Une bague fendue ayant la face interne lubrifiée est insérée dans le trou, entre la plaque et le mandrin, pour faciliter le passage du mandrin (voir chapitre 2). Cette bague, d'une épaisseur de 0,203 mm (0,008 po), n'a pas été modélisée par Forgues. La modélisation de deux corps en contact (la bague et la plaque) qui se déforment plastiquement exige un temps de calcul très long et la convergence des résultats peut être difficile à atteindre. Afin de préserver les dimensions du procédé industriel, le diamètre du mandrin est augmenté de deux fois l'épaisseur de la bague. Le champ de contrainte tangentielle obtenu avec ce modèle pour le cas d'une plaque d'aluminium 7475-T7351 ayant une largeur de 30,48 mm avec un trou centré de 6,35 mm de diamètre écroui à $E_c = 4,0\%$ est illustré à la figure 1.29. On constate que les contraintes résiduelles tangentielles de la plaque sont plus fortement en compression à la face de sortie du mandrin qu'à la face d'entrée.

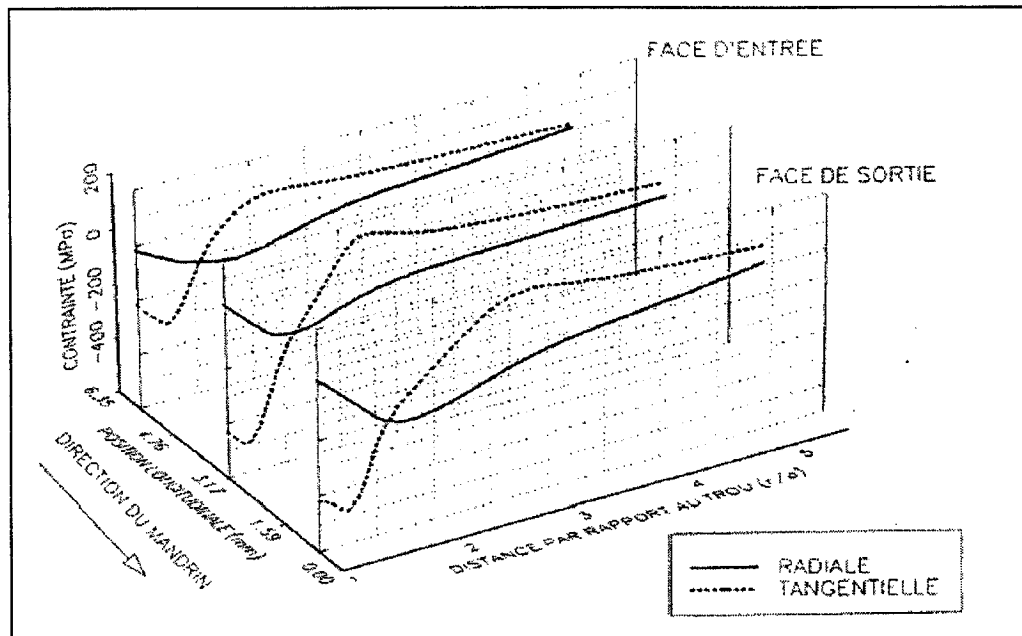


Figure 1.29 Distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur d'un échantillon d'alliage Al 7475-T7351, calculées à l'aide des éléments finis (Forgues, 1993)

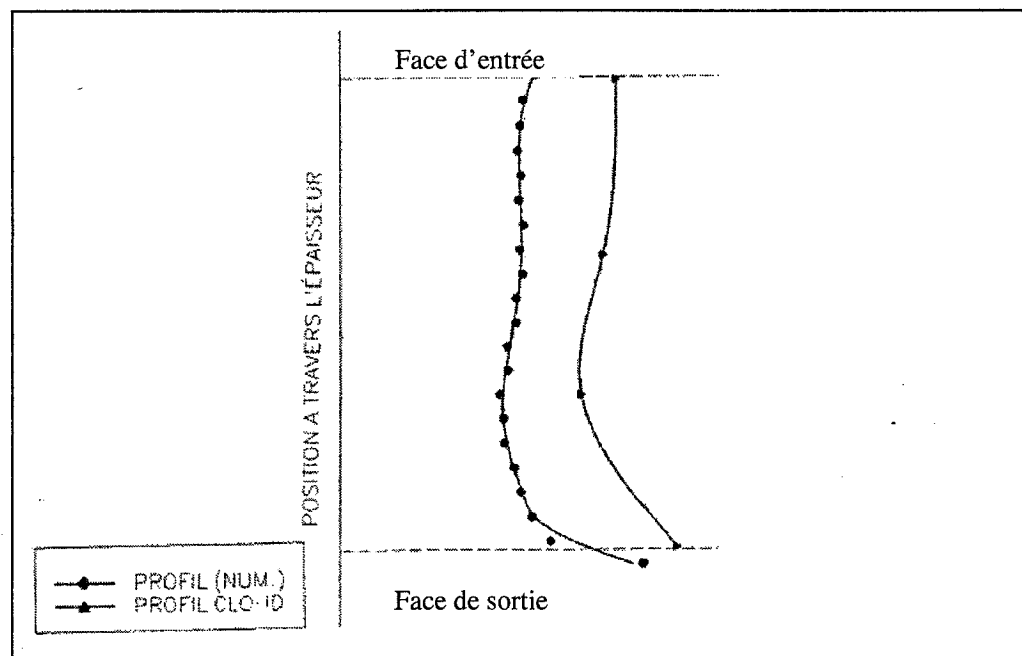


Figure 1.30 Comparaison entre le profil final du trou écroûé obtenu par éléments finis et celui obtenu par la méthode de Moiré (Forgues, 1993)

Les résultats numériques de Forgues ont été validés à l'aide des résultats expérimentaux rapportés par Cloud et Paleebut (1982). Ces derniers auteurs ont utilisé une technique tridimensionnelle de Moiré pour mesurer l'expansion d'un trou écroui à travers l'épaisseur de la plaque; la figure 1.30 montre la déformation radiale de la face interne du trou écroui à travers l'épaisseur de la plaque.

La méthode de modélisation numérique développée par Forgues a été utilisée par la suite par d'autres auteurs pour différents alliages et différentes géométries (Burlat, 1994; Larouche, 1995; Pavier *et al*, 1997, 1999; Lacarac *et al*, 2004).

1.3.3 Relation contraintes-déformations pour un trou non-écroui ou écroui soumis à un chargement cyclique

Dans cette section, les résultats des travaux de Burlat (1994) sont utilisés pour examiner le chargement cyclique d'un trou non-écroui et écroui du point de vue de la relation contraintes-déformations (σ - ε).

La figure 1.32 illustre la contrainte tangentielle normale locale (σ_θ) en bordure du trou et localisée à $\theta = 90^\circ$. Pour un trou chargé, cette contrainte est couramment exprimée en termes de la contrainte de référence σ_m par la relation suivante :

$$\sigma_\theta = K_t \sigma_m \quad (1.16)$$

$$\text{où } \sigma_m = \frac{P}{Dt}$$

K_t : facteur de concentration de contrainte.

Pour un trou subissant un transfert total de la charge dans une plaque infinie avec une distribution en cosinus avec $\alpha = 90^\circ$ (équation 1.1), K_t prend une valeur de 1,25 au bord du trou (Peterson, 1974, fig. 147), alors que pour un trou d'un diamètre de 6,35 mm centré dans une plaque de largeur 30,5 mm, la valeur de K_t est de 1,35 (Peterson, 1974, fig. 147). Il est donc possible que σ_θ dépasse localement la limite

d'écoulement du matériau (S_y) même si la contrainte nominale sur la section nette ($\sigma_{nn} = P/A_n = P/(W-D) \times t$) reste à l'intérieur de cette limite.

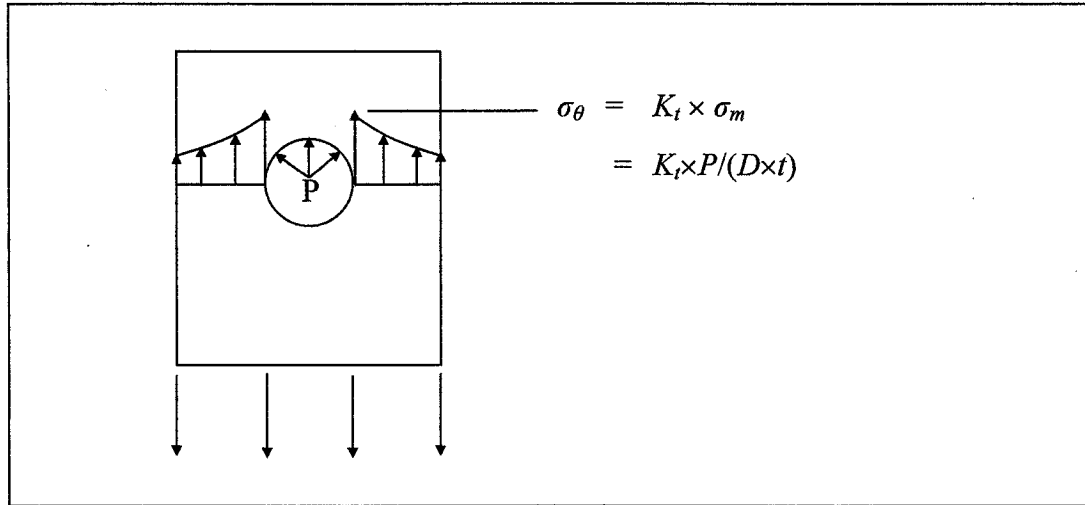


Figure 1.31 Distribution de la contrainte tangentielle le long du ligament de la plaque

Burlat (1994) a utilisé le logiciel d'éléments finis ABAQUS pour modéliser l'application d'un chargement cyclique uniforme sur une plaque avec un trou non-écroui et un trou écroui, le tout sans transfert de charge au trou. L'écrouissage du trou avait été préalablement modélisé en utilisant la méthode développée par Forgues (section 1.3.2). Les courbes $\sigma_{\theta} - \varepsilon$ en bordure du trou obtenues par Burlat pour le trou non-écroui et le trou écroui, avec chargement et géométrie identiques, sont illustrées à la figure 1.32. Pour les deux cas présentés, l'amplitude de la contrainte cyclique ($\Delta\sigma$) reste la même, ce qui signifie que ΔK reste le même. Le seul paramètre qui varie est le rapport $R_{\sigma} = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$, qui diminue pour le trou écroui. Puisqu'il a été démontré que pour une même valeur de ΔK , la vitesse de propagation de la fissure da/dN diminue proportionnellement au rapport R_{σ} (Dowling, 1998), la vitesse de fissuration da/dN sera plus faible pour le cas du trou écroui, comparativement au cas du trou non-écroui.

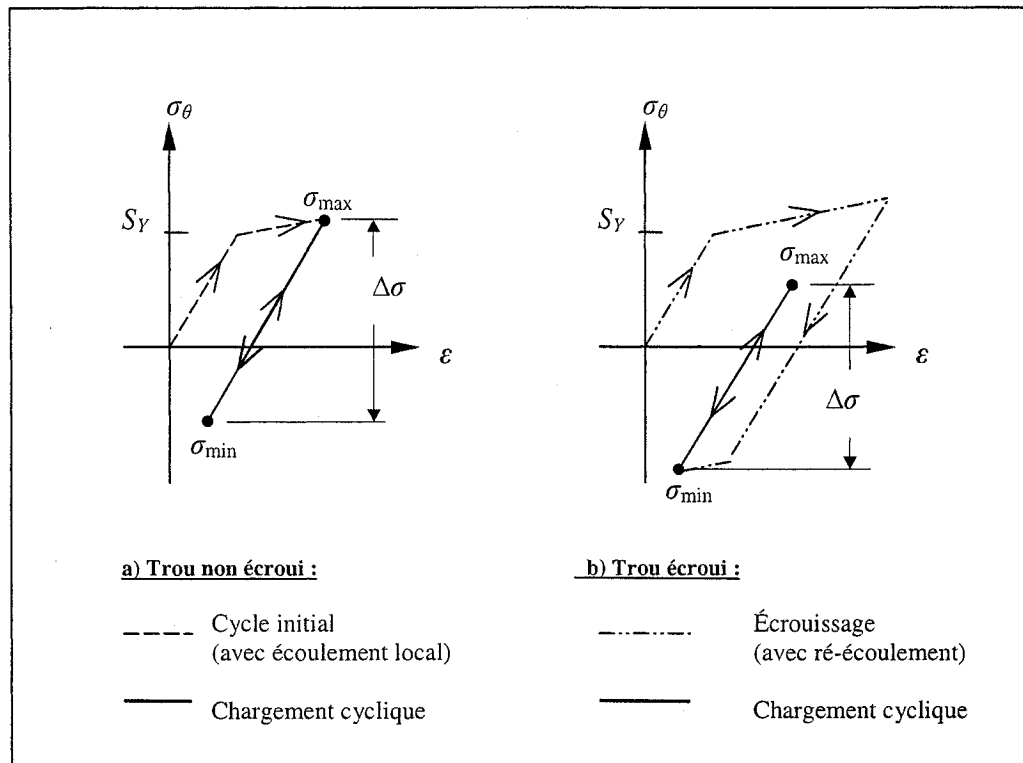


Figure 1.32 Courbes $\sigma_\theta - \varepsilon$ a) pour un trou non écroui ; b) pour un trou écroui (adapté de Burlat, 1994)

1.4 Conclusions

Dans cette étude bibliographique, en premier lieu, différents modèles pour la répartition des contraintes à l'interface trou-boulon ont été passés en revue. La plupart de ces modèles négligent la contrainte de cisaillement suivant la direction tangentielle à l'interface de contact ($\tau_{r\theta}$). Seul le modèle de Knight inclut une distribution de la contrainte $\tau_{r\theta}$ non nulle. Aussi, seul le modèle de Hou et Hills permet d'évaluer un demi-angle de contact (α) différent de 90° .

En second lieu, le facteur d'intensité de contrainte associé à une fissure émanant d'un trou avec transfert de charge et sollicitée simultanément en mode I et en mode II a été abordé. Toutefois, la valeur du facteur d'intensité de contrainte en mode II étant

relativement faible par rapport à celle du mode I, le mode II est donc négligé dans la plupart des applications.

Ensuite, différentes méthodes permettant d'évaluer les contraintes résiduelles générées par le procédé d'écrouissage d'un trou d'assemblage ont été répertoriées. Les méthodes analytiques donnent un champ de contraintes constant à travers l'épaisseur de la plaque, ce qui ne reflète pas correctement le comportement réel du matériau. Des études numériques réalisées par la méthode des éléments finis ont permis d'obtenir des résultats plus réalistes. L'amélioration de vie en fatigue est attribuée aux contraintes résiduelles tangentielles en compression qui ont pour effet de diminuer le rapport $R_\sigma = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$.

Cette revue bibliographique donne un portrait global d'un sujet d'intérêt particulier pour les éléments structuraux dans le domaine aéronautique, avec une emphase sur les aspects qui seront considérés dans le cadre du présent travail.

CHAPITRE 2

PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

Des essais en fatigue-propagation ont été effectués à température ambiante sur des échantillons troués en alliages d'aluminium Al 2024-T351 et Al 7475-T7351. Le trou de ces échantillons a subi un transfert total de la charge par l'intermédiaire d'un boulon. La moitié des échantillons avait un trou non-écroui et l'autre moitié, un trou écroui à un niveau de $E_c = 3,58\%$ afin de déterminer l'effet de l'écrouissage.

La procédure expérimentale utilisée pour réaliser ces essais, les caractéristiques des alliages et la géométrie des échantillons sont présentées dans ce chapitre. Les procédures d'écrouissage et d'usinage par électro-érosion ainsi que la technique de suivi de fissure au cours d'un essai sont également expliquées.

2.1 Matériaux utilisés et leurs propriétés de base

Les propriétés statiques et cycliques et les courbes du facteur d'intensité de contraintes critique des alliages étudiés sont présentées. Les courbes $da/dN - \Delta K$ seront décrites au chapitre 4 puisqu'elles sont fournies par le logiciel NASGRO.

2.1.1 Propriétés en traction statique

Les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 ont été fournis par Bombardier Aéronautique sous forme de plaques laminées de 6,35 mm d'épaisseur. Leurs compositions chimiques respectives sont données aux tableaux 2.1 et 2.2. Le traitement thermique pour l'alliage Al 2024-T351 consiste en une mise en solution solide suivie d'un laminage à froid et d'un vieillissement naturel; le traitement de l'alliage Al 7475-

T7351 consiste en une mise en solution solide suivie d'une trempe, d'un laminage à froid et d'un survieillissement.

Tableau 2.1 Composition chimique en poids de l'alliage Al 2024 (Metals Handbook, 1990)

| Élément | Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Cr | Zn | Ti | Al | Autres | |
|---------------|------|------|------|------|------|------|------|------|-------|--------|-------|
| | | | | | | | | | | chaq. | total |
| % min (poids) | | | 3,80 | 0,30 | 1,20 | | | | reste | | |
| % max (poids) | 0,50 | 0,50 | 4,90 | 0,90 | 1,80 | 0,10 | 0,25 | 0,15 | reste | 0,05 | 0,15 |

Tableau 2.2 Composition chimique en poids de l'alliage Al 7475 (Metals Handbook, 1990)

| Élément | Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Cr | Zn | Ti | Al | Autres | |
|---------------|------|------|------|------|------|------|------|------|-------|--------|-------|
| | | | | | | | | | | chaq. | total |
| % min (poids) | | | 1,20 | | 1,90 | 0,18 | 5,20 | | reste | | |
| % max (poids) | 0,01 | 0,12 | 1,90 | 0,06 | 2,60 | 0,25 | 6,20 | 0,06 | reste | 0,05 | 0,15 |

Les courbes contrainte-déformation monotones ont été obtenues à l'aide des essais de traction statique sur des échantillons dont la géométrie est illustrée à la figure 2.1. Les échantillons ont été découpés de manière à ce que la charge en traction soit appliquée selon la direction du laminage (*L*). Cette direction offre les meilleures caractéristiques mécaniques. Trois échantillons ont été testés pour chaque type d'alliage. Les courbes obtenues sont présentées à la figure 2.2. Aux tableaux 2.3 et 2.4, les résultats des essais de traction sont comparés avec les données fournies par le Metallic Materials Properties Development and Standardization (MMPDS-01, 2003) pour l'alliage Al 2024-T351 (AMS-QQ-A-250/4) et pour l'alliage Al 7475-T7351 (AMS 4202), respectivement.

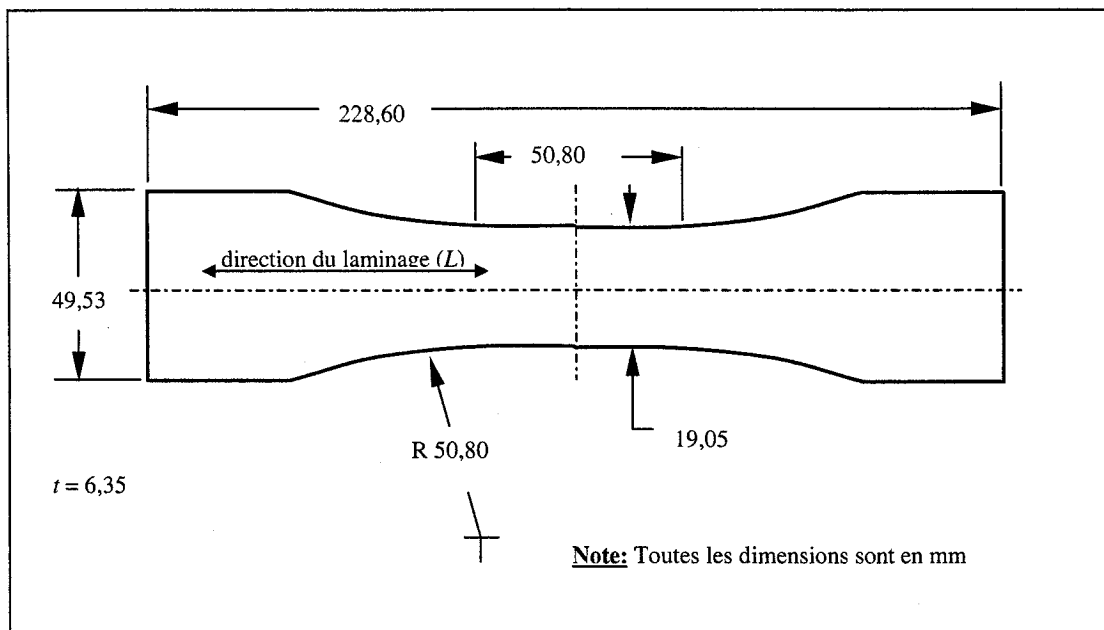


Figure 2.1 Géométrie de l'échantillon pour la traction statique

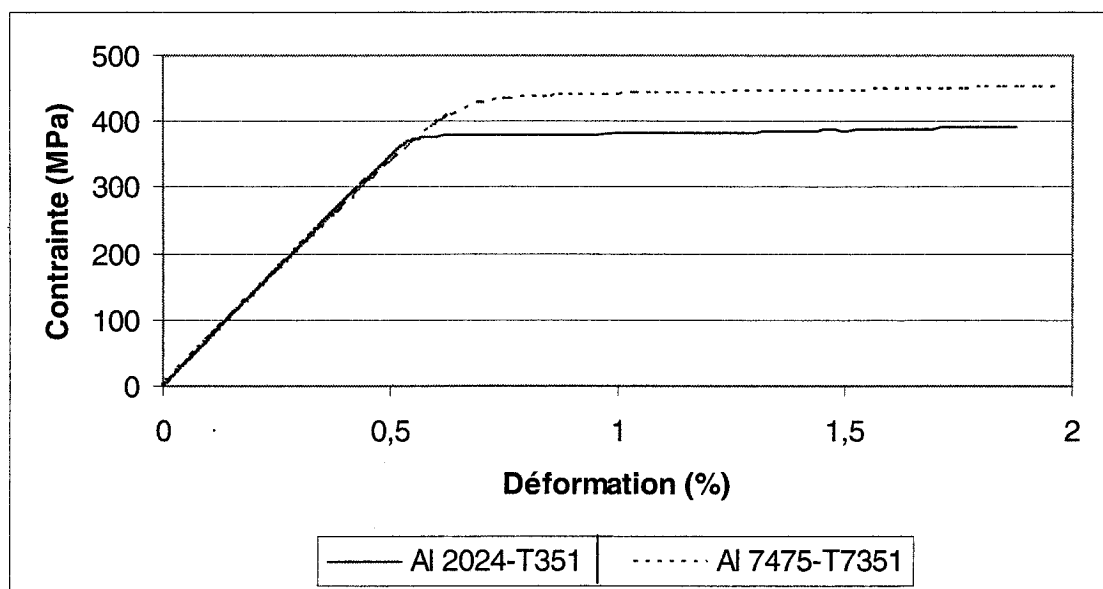


Figure 2.2 Courbes contrainte-déformation en traction statique

Tableau 2.3 Propriétés mécaniques de l'alliage Al 2024-T351 (direction *L*)

| | E (MPa) | ν | S_Y (MPa) | E_t (MPa) | S_u (MPa) | ε_u (%) |
|---------------------------|--------------|-------|----------------|----------------|----------------|------------------------|
| Essais de traction | 75 595 | | 380,7 | 929,4 | | |
| MMPDS-01 | 73 723 | 0,33 | 344,5 | | 454,5 | 12,0 |

Tableau 2.4 Propriétés mécaniques de l'alliage Al 7475-T7351 (direction *L*)

| | E (MPa) | ν | S_Y (MPa) | E_t (MPa) | S_u (MPa) | ε_u (%) |
|---------------------------|--------------|-------|----------------|----------------|----------------|------------------------|
| Essais de traction | 66 298 | | 435,5 | 1469,8 | | |
| MMPDS-01 | 70 967 | 0,33 | 427,2 | | 496,1 | 10,0 |

2.1.2 Propriétés cycliques

Dans cette étude, le comportement cyclique de base en termes de contrainte-déformation des alliages testés n'a pas été déterminé expérimentalement. Les données rapportées dans la littérature seront alors utilisées dans les calculs de vie et elles sont résumées dans cette section.

a) Propriétés cycliques de l'alliage Al 2024-T351

La figure 2.3 montre que lorsque l'alliage Al 2024-T351 est soumis à un chargement cyclique, il se durcit par rapport au comportement en traction statique (Dowling, 1999). La relation contrainte-déformation cycliques est exprimée par l'équation suivante :

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{H'} \right)^{1/n'} \quad (2.1)$$

où ε : déformation normale

σ : contrainte normale (MPa)

E : module d'élasticité = 73 100 MPa

$H' = 662$ MPa

$n' = 0,070$

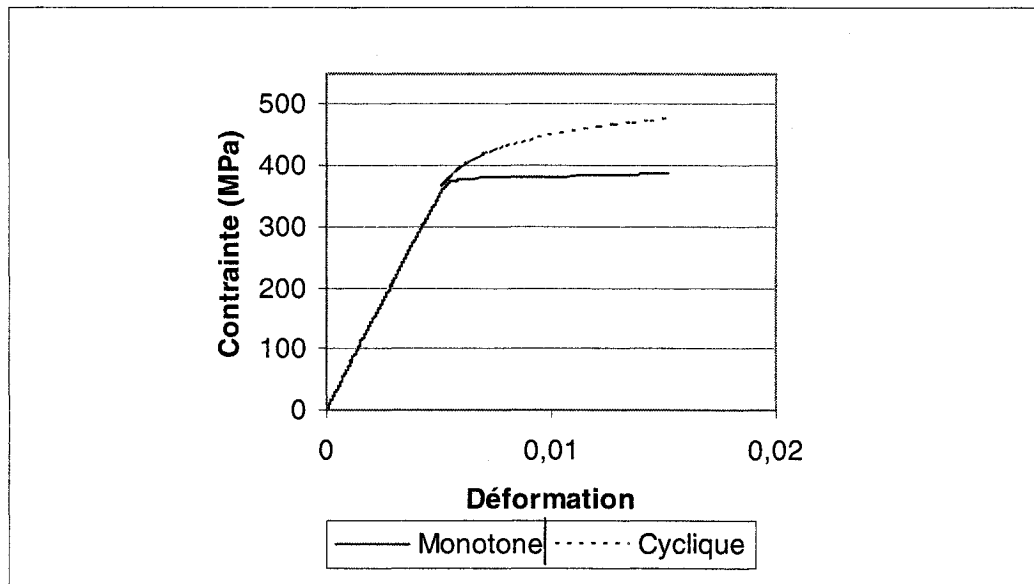


Figure 2.3 Courbes contrainte-déformation statique et cyclique pour l'alliage d'aluminium Al 2024-T351 (Dowling, 1999)

b) Propriétés cycliques de l'alliage Al 7475-T7351

Lorsque soumis à un chargement cyclique, l'alliage Al 7475-T7351 présente un comportement mixte, c'est à dire qu'il y a adoucissement puis durcissement structural (figure 2.4). En se référant à ces résultats et afin de simplifier l'analyse, le comportement cyclique de cet alliage sera considéré équivalent à celui du chargement statique. Berkovits (1987) ne fournit pas les équations pour ces courbes.

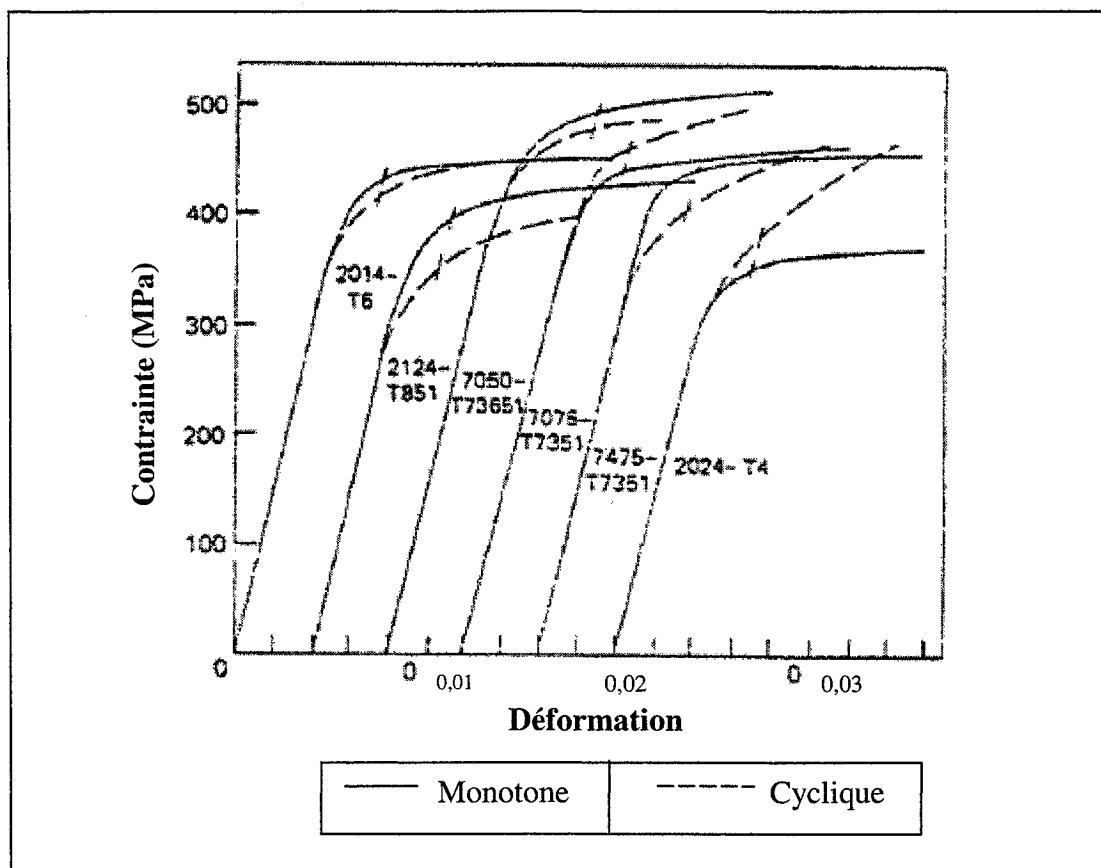


Figure 2.4 Courbes contrainte-déformation monotones et cycliques pour différents alliages d'aluminium, incluant l'alliage Al 7475-T7351 (Berkovits, 1987)

2.1.3 Facteur d'intensité de contrainte critique

Le facteur d'intensité de contrainte critique (K_C) est nécessaire au calcul de la résistance résiduelle en propagation de fissure sous un chargement cyclique. Cette propriété est utilisée pour déterminer la condition de la propagation brutale de la fissure par clivage (rupture fragile). La figure 2.5 présente les courbes de K_C en mode I en fonction de l'épaisseur de la plaque pour les alliages d'aluminium Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 pour une fissure se propageant dans la direction longitudinale-transversale ($L-T$), ce qui

signifie que le front de la fissure est perpendiculaire aux faces de la plaque et à la direction du laminage (Rockwell International, 1980).

On constate que la valeur de K_C varie en fonction de l'épaisseur de la plaque. Cela s'explique par le fait que la dimension de la zone plastique en tête de fissure diminue lorsqu'on passe de l'état plan de contrainte à l'état plan de déformation. Le plateau minimum de chaque courbe est le facteur d'intensité de contrainte critique en état plan de déformations (K_{IC}), également appelée ténacité à la rupture; les autres valeurs du facteur d'intensité de contrainte critique sont simplement nommées K_C . La valeur de K_{IC} pour l'alliage Al 2024-T351 est de $1041,8 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ ($32,96 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) pour une épaisseur de 22,9 mm tandis que celle pour l'alliage Al 7475-T7351, elle est de $1319,6 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ ($41,73 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) pour une épaisseur de 25,0 mm.

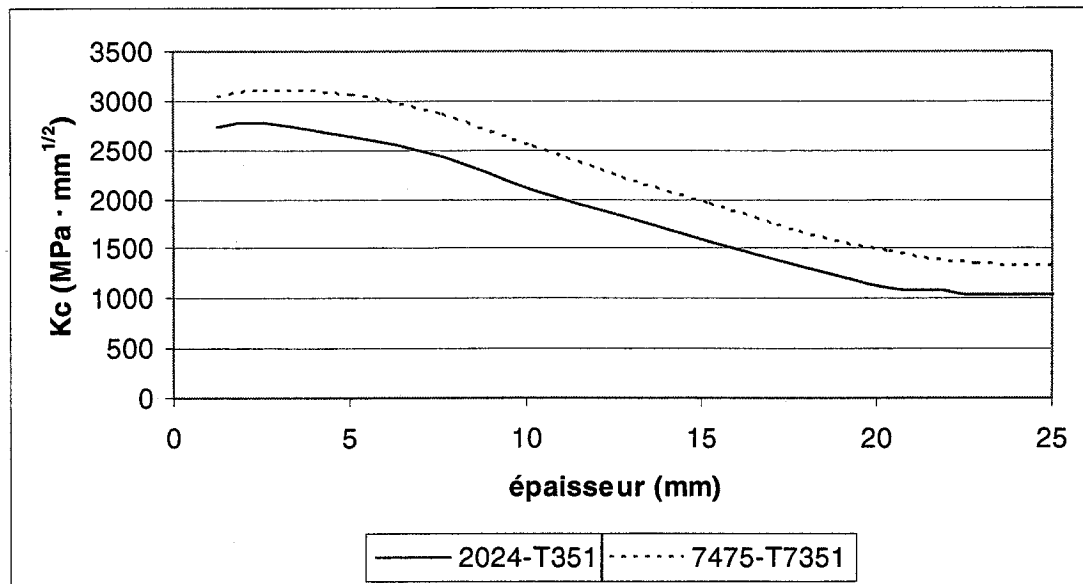


Figure 2.5 Courbes K_C en fonction de l'épaisseur de l'échantillon en mode I pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351, *L-T* (adapté de Rockwell, 1980)

2.2 Échantillons de fatigue et assemblage

La géométrie des échantillons de fatigue, illustrée à la figure 2.6, a été déterminée afin de représenter un trou dans une plaque plutôt que dans une chape (voir figure 1.6); les effets des marges de bord et d'extrémité ont été minimisés (voir figures 1.16 et 1.17). Les échantillons ont été découpés de manière à ce que la fissure se propage dans la direction *L-T*. Cette direction donne les meilleures caractéristiques de résistance en fatigue propagation.

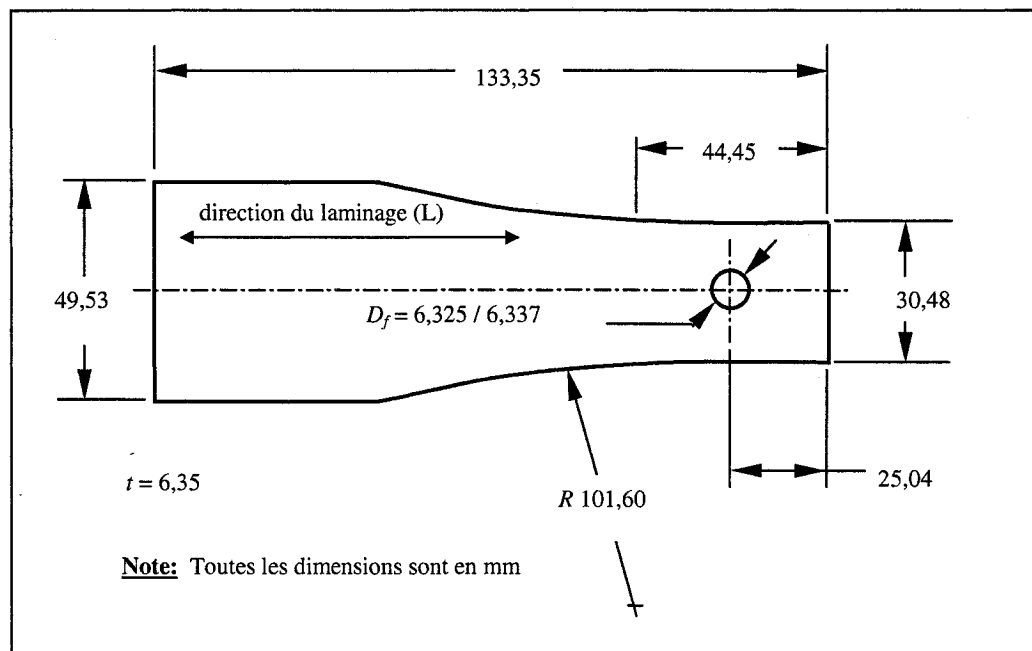


Figure 2.6 Géométrie de l'échantillon de fatigue

Pour fixer l'échantillon de fatigue aux mors de la machine d'essai, une fourche en acier 4340 (figure 2.7) a été fabriquée. L'échantillon est sollicité par l'entremise d'un boulon en acier retenu en cisaillement double (double shear) entre les deux bras de la fourche, tel que montré à la figure 2.8. Le boulon d'acier est de type NAS6204-32 ($D_B = 6,248/6,261$ mm, mesuré) et l'écrou de type AN310-4. L'assemblage écrou-boulon est serré avec un couple de 5,65 à 7,90 N·m selon la procédure BAPS 150-000 de

Bombardier Aéronautique (BAPS 150-000, Installation of nuts, bolts, screws and studs, Rev. NC, 1999). Ce type d'assemblage permet un transfert total de la charge à l'interface trou-boulon. Un jeu radial (e_j) est conservé entre le trou et le boulon afin de maintenir un ajustement coulissant (sliding) qui permette d'enlever et de réinstaller le boulon pendant les essais pour inspecter le trou (Machinery's Handbook 25th, 1996). Les limites du jeu radial sont les suivantes :

$$(e_j)_{\min} = \frac{6,337 - 6,261}{2} = 0,038 \text{ mm} \quad (2.2a)$$

$$(e_j)_{\max} = \frac{6,350 - 6,248}{2} = 0,050 \text{ mm} \quad (2.2b)$$

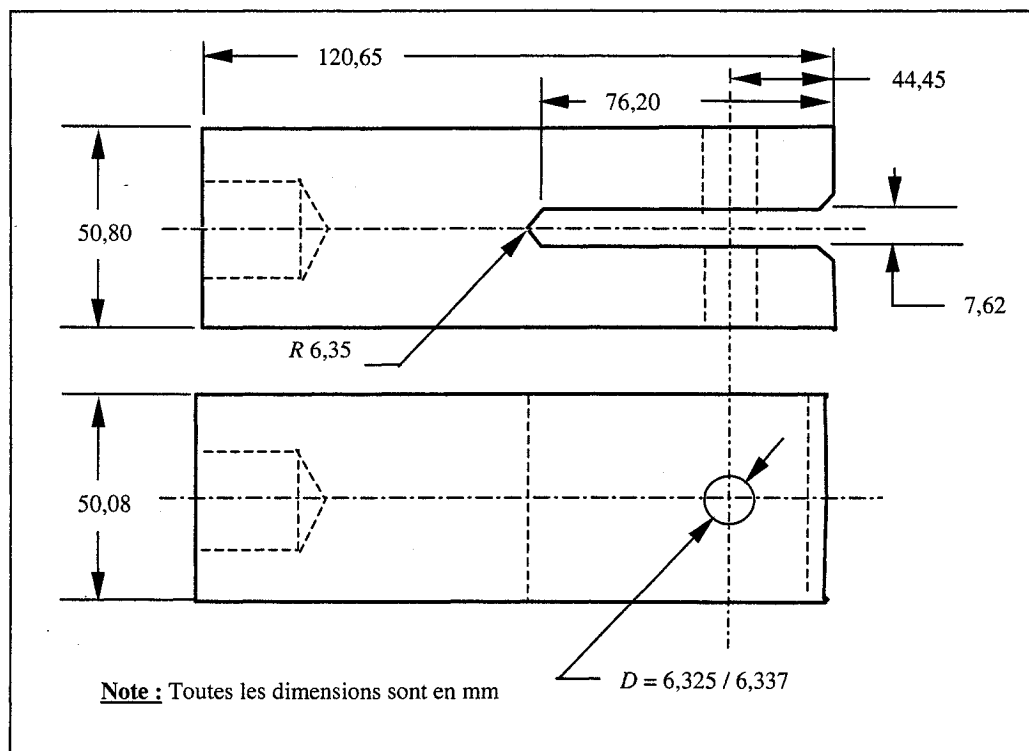


Figure 2.7 Géométrie de la fourche

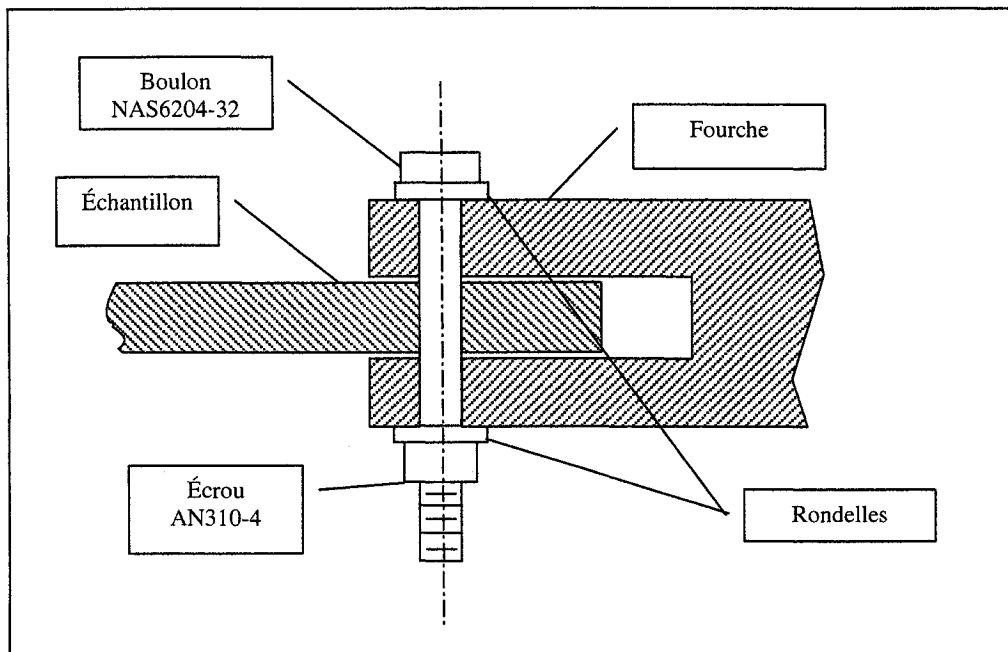


Figure 2.8 Assemblage de l'échantillon à l'aide d'une fourche

2.3 Procédure d'écrouissage

L'écrouissage des trous a été fait chez Bombardier Aéronautique par le personnel technique selon la méthode de la bague fendue (split sleeve), développée par Fatigue Technology Inc. (FTI, Seattle, WA). L'insertion d'une bague fendue lubrifiée dans le trou pendant l'écrouissage permet de diminuer la friction lors du passage du mandrin. Pour chaque échantillon, la fente de la bague est orientée vers la marge d'extrémité. Le mandrin, fabriqué d'un acier qui peut être considéré très rigide par rapport aux alliages d'aluminium, a une forme conique pour permettre un écrouissage graduel du trou. L'interférence entre le rayon du trou et le rayon maximum du mandrin ajouté à l'épaisseur de la bague produit l'écrouissage qui crée les contraintes résiduelles désirées, tel que décrit en détail à la section 1.3.

La procédure utilisée est illustrée étape par étape à la figure 2.9, selon l'ordre suivant :

1. Perçage du trou;
2. Alésage du trou au diamètre initial d'écrouissage D_i ;
3. Inspection du diamètre initial D_i ;
4. Inspection du diamètre maximum du mandrin D_m ;
5. Insertion de la bague fendue d'épaisseur t_b sur le mandrin;
6. Insertion du mandrin et de la bague fendue dans le trou;
7. Appui de la tête de la bague fendue contre l'échantillon;
8. Passage et retrait du mandrin dans le trou et la bague fendue;
9. Retrait de la bague fendue (utilisation unique);
10. Inspection du diamètre du trou après écrouissage D_e ;
11. Alésage du trou au diamètre final D_f ;
12. Installation du système d'attache adéquat dans le trou (rivet, boulon, etc.).

Les diamètres obtenus à chaque étape sont spécifiés dans le document BAPS 188-002 de Bombardier Aéronautique (BAPS 188-002, Cold working of holes, Rev. NC, 2001). Afin d'obtenir un diamètre final $D_f = 6,350$ mm, les dimensions minimales et maximales des différentes composantes utilisées sont spécifiées dans le tableau 2.5. En prenant en compte les tolérances, les niveaux d'écrouissage maximum et minimum peuvent être calculés à l'aide de l'équation (1.15) :

$$(E_c)_{\max} = \frac{6,274 - 6,020}{6,020} \times 100 = 4,2\%$$

$$(E_c)_{\min} = \frac{6,223 - 6,045}{6,045} \times 100 = 2,9\%$$

Tableau 2.5 Tolérances dimensionnelles de différents paramètres géométriques

| Paramètres géométriques | Valeur minimale (mm) | Valeur maximale (mm) |
|--------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| D_i | 6,020 | 6,045 |
| D_e | 6,071 | 6,198 |
| D_m | 5,837 | 5,847 |
| t_b | 0,193 | 0,213 |
| D_{m+b} | 6,223 | 6,274 |
| D_f | 6,325 | 6,350 |

2.4 Usinage par électro-érosion

Une entaille initiale en quart de cercle de rayon $R = 1,01$ mm et d'une largeur de 0,25 mm (figure 2.10) a été pratiquée en bordure du trou sur chaque échantillon à l'aide du procédé d'usinage par électro-érosion (Electro Discharge Machining). Cette méthode d'usinage de haute précision a été choisie en raison des très petites dimensions de l'entaille initiale. Pour les trous écrouis, l'entaille est toujours faite sur la face d'entrée du mandrin.

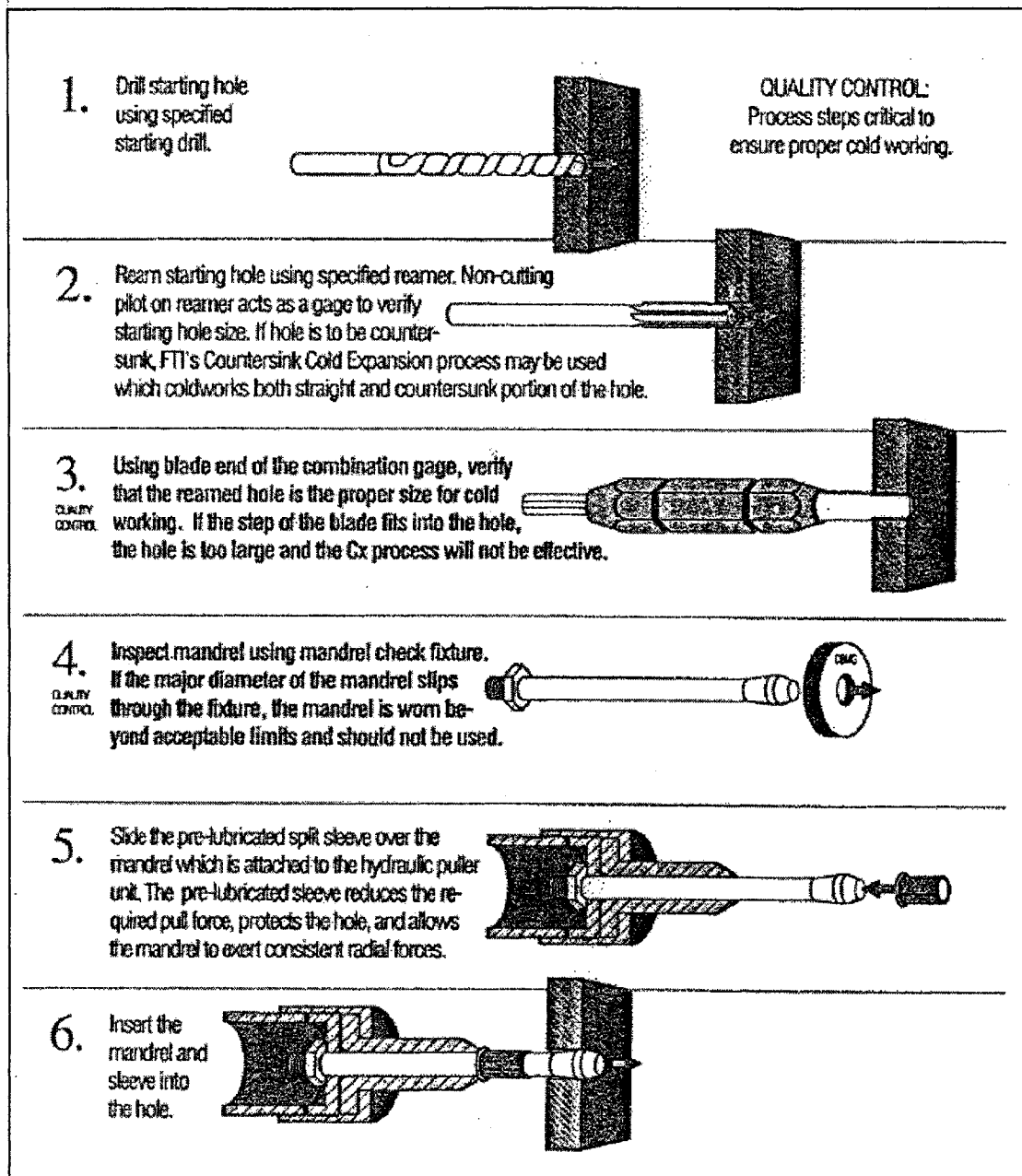


Figure 2.9 Procédure d'écrouissage (FTI, 1992)

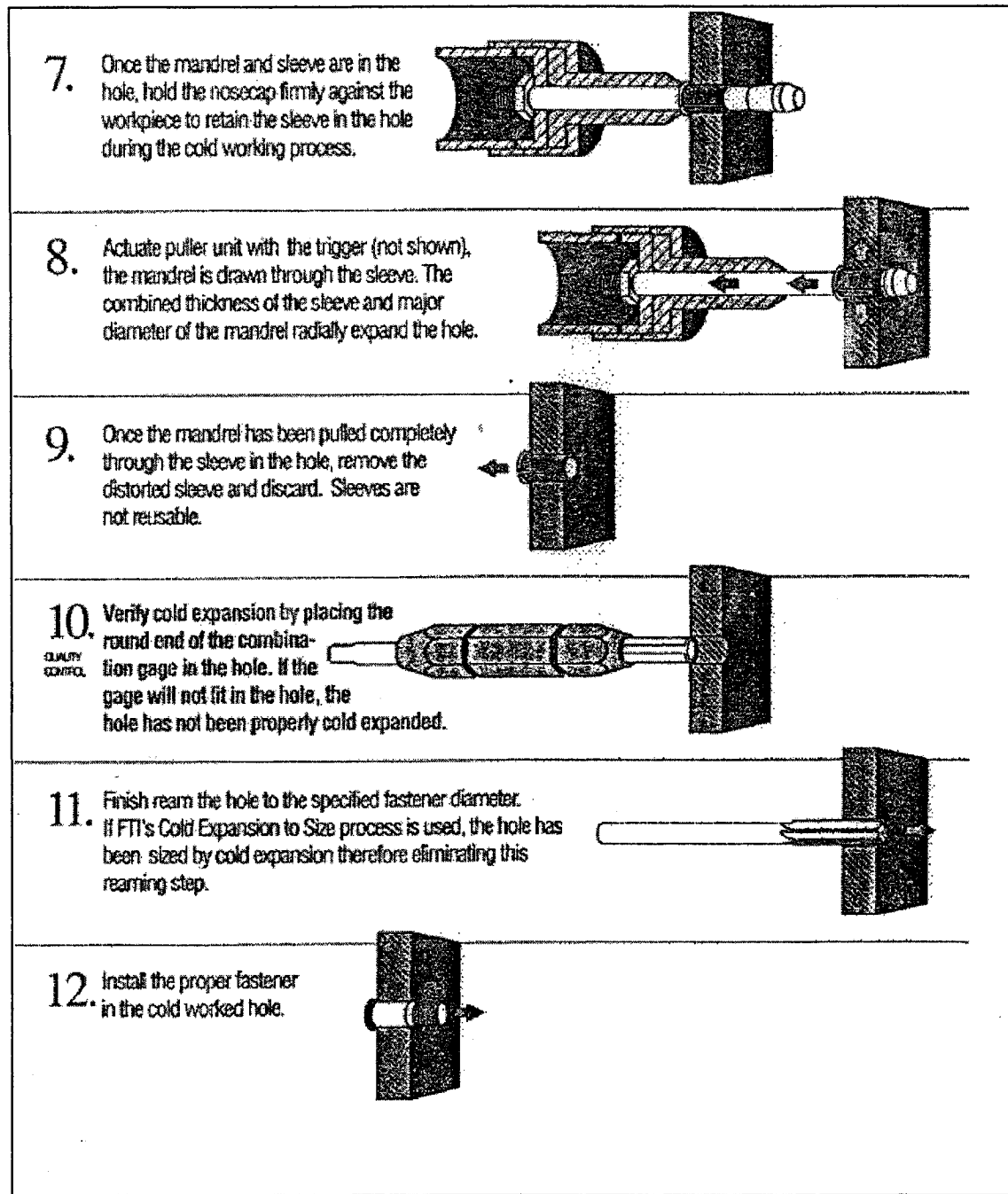


Figure 2.9 (suite) Procédure d'écrouissage (FTI, 1992)

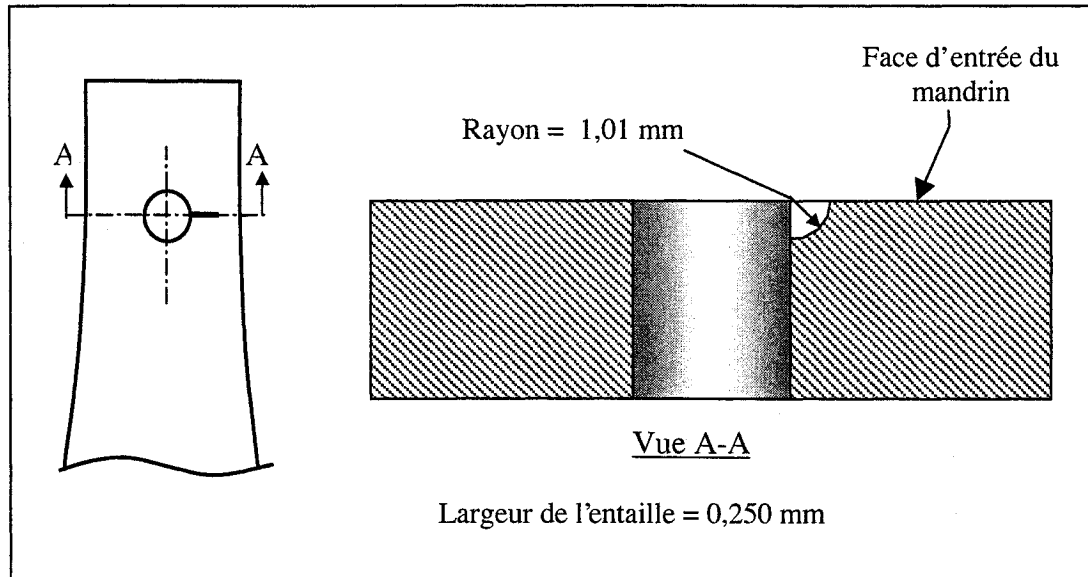


Figure 2.10 Géométrie et dimensions de l'entaille initiale

2.5 Programme d'essais en fatigue-propagation

Les essais de fatigue-propagation ont été effectués en laboratoire à température ambiante à l'aide d'une machine servo-hydraulique MTS (Material Testing System) d'une capacité de 250 kN (figure 2.11). Chaque échantillon a été soumis à un chargement cyclique d'amplitude constante avec un rapport de contrainte cyclique $R_\sigma = \sigma_{\min}/\sigma_{\max} = 0,05$ et une fréquence $f = 5,0$ Hz jusqu'à rupture complète. Trois niveaux de charge maximale ont été considérés comme indiqué au tableau 2.6. Un nombre total de 36 échantillons ont été testés, soit 18 pour chaque type d'alliage. Chaque échantillon est identifié selon le code présenté à la figure 2.12.

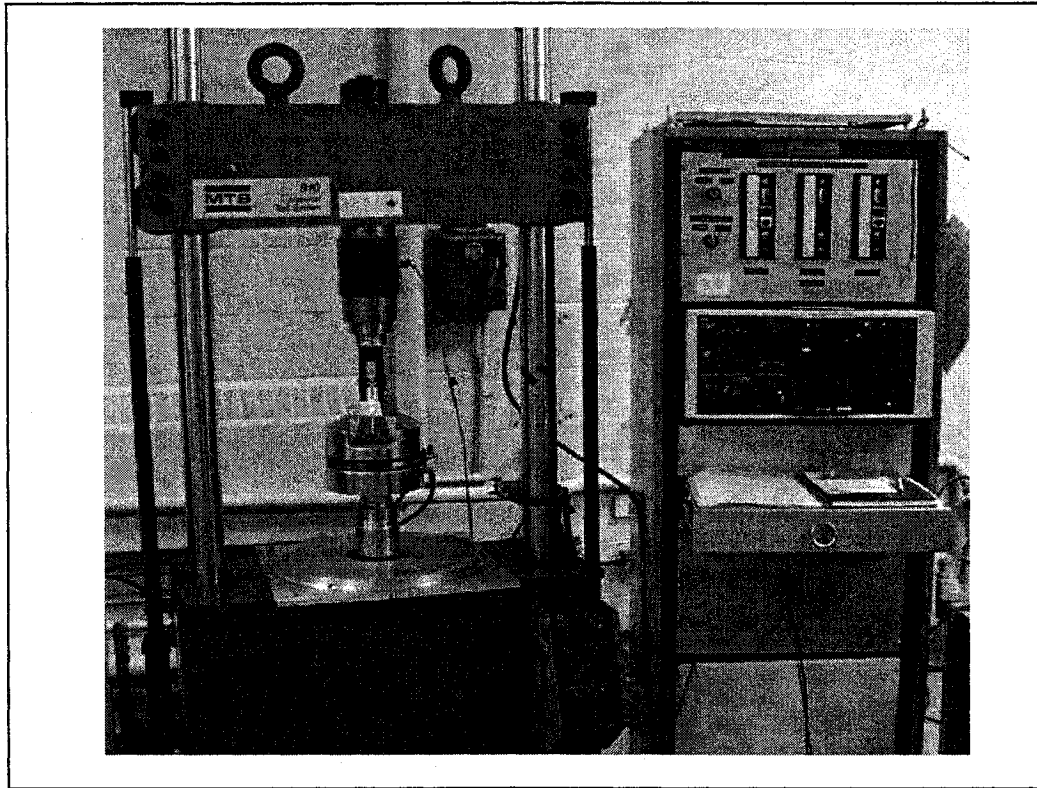


Figure 2.11 Banc d'essai en fatigue MTS; à gauche : machine de fatigue et échantillon; à droite : panneau de contrôle et d'acquisition de données

Tableau 2.6 Programme d'essais ($R_\sigma = 0,05$; $f = 5$ Hz)

| Cycle à amplitude constante | | État du trou | Al 2024-T351 | Al 7475-T7351 |
|-----------------------------|--------------------------|--------------|--------------------------|--------------------------|
| Chargement cyclique | Charge max N (lbs) | | Nombre d'échantillons | Nombre d'échantillons |
| 1 | 13 345 (3000) | écroui | 3 | 3 |
| | | non-écroui | 3 | 3 |
| 2 | 17 793 (4000) | écroui | 3 | 3 |
| | | non-écroui | 3 | 3 |
| 3 | 22 241 (5000) | écroui | 3 | 3 |
| | | non-écroui | 3 | 3 |

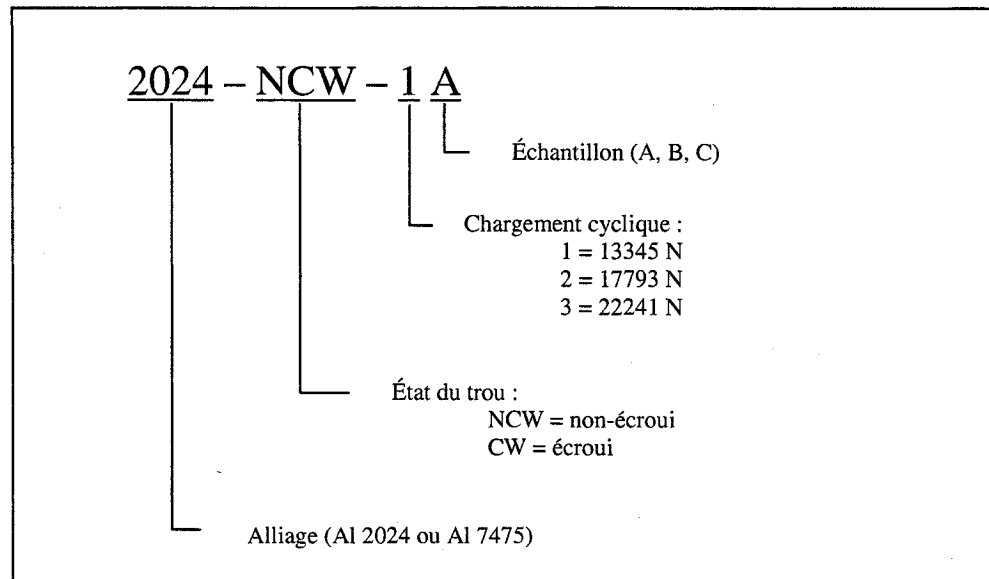


Figure 2.12 Code d'identification des échantillons

2.6 Suivi de la longueur des fissures

Au cours d'un essai, l'extension de la longueur de la fissure se produit et l'extrémité de cette fissure est suivie en interrompant l'essai à intervalles réguliers. L'échantillon est alors enlevé du banc d'essais et visualisé à l'aide d'une caméra munie d'un objectif grossissant de 50X et reliée à un écran vidéo monochrome (figure 2.13). L'extrémité de la fissure est révélée par la technique de ressuage et sa longueur est mesurée à l'aide d'un vernier gradué sur lequel la caméra est fixée. Le mouvement horizontal de la caméra fait déplacer l'image vidéo par rapport au repère tracé sur l'écran. En faisant déplacer l'image d'un bout à l'autre de la fissure, on obtient la longueur de la fissure à l'aide des mesures du vernier. L'échantillon est ensuite nettoyé, replacé dans le banc d'essais et le chargement cyclique est redémarré.

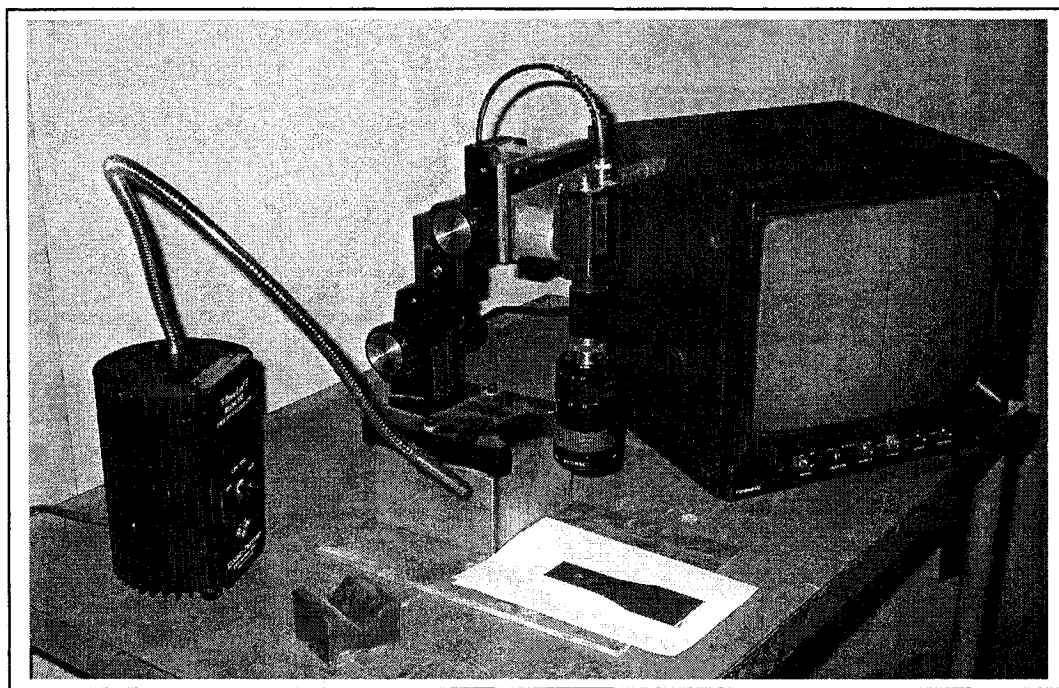


Figure 2.13 Mesure de la longueur de la fissure à l'aide d'un système vidéo caméra

Au fur et à mesure que la fissure progresse, sa configuration peut être modifiée; ainsi la mesure de sa taille a été effectuée à différents endroits de l'échantillon. À cette fin, on doit faire la distinction entre la face d'entrée du mandrin (face de l'échantillon où est pratiquée l'entaille initiale) et la face de sortie du mandrin de l'échantillon (face opposée à celle de l'entaille initiale). On fait ensuite la distinction entre la fissure primaire (qui se propage à partir de l'entaille initiale) et la fissure secondaire (qui se propage du côté du trou opposé à l'entaille initiale). De plus, la longueur de la fissure sur la paroi du trou a également été mesurée.

En se référant à la figure 1.20, les différentes longueurs de la fissure mesurées sont identifiées comme suit:

- a_1, a_2 : longueur de la fissure primaire et secondaire sur la face d'entrée du mandrin, respectivement;
- b_1, b_2 : longueur de la fissure primaire et secondaire sur la paroi du trou, respectivement;
- c_1, c_2 : longueur de la fissure primaire et secondaire sur la face de sortie du mandrin, respectivement.

Les mesures de la longueur de la fissure sur la paroi du trou (b_1 et b_2) sont effectuées en plaçant l'échantillon sur un plan incliné à 45° par rapport à l'objectif de la caméra. On peut ainsi obtenir la longueur réelle b_i à l'aide de la relation suivante :

$$b_i = \frac{L}{\cos 45^\circ} \quad (2.3)$$

où L est la longueur mesurée sur l'écran.

2.7 Conclusion

Dans ce chapitre, les propriétés des alliages étudiés ainsi que les géométries, les dimensions des échantillons testés et le niveau d'écrouissage utilisé ont été présentés. Le programme d'essais et la méthode d'inspection des fissures ont aussi été expliqués. Toutes ces informations seront utilisées dans l'un ou l'autre des chapitres suivants afin d'obtenir et d'interpréter les résultats expérimentaux.

CHAPITRE 3

ÉTUDE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU CHAMP DE CONTRAINTES APRÈS ÉCROUISSAGE ET CHARGEMENT

Afin de calculer la vie en fatigue propagation des échantillons avec un trou écroui ou non-écroui, il est nécessaire de connaître les distributions de contraintes dues à l'écrouissage et au chargement cyclique dans le matériau entourant le trou. Étant donné que ces distributions varient à travers l'épaisseur de l'échantillon (section 1.3), une étude tridimensionnelle est nécessaire. Cette étude a été faite par la méthode des éléments finis avec le logiciel ABAQUS 6.5. La première partie de ce chapitre décrit le modèle d'analyse et les résultats obtenus après le procédé d'écrouissage du trou tandis que la seconde partie présente le modèle utilisé et les résultats obtenus pour le chargement cyclique appliqué au trou.

3.1 Procédé d'écrouissage

Dans cette section, la modélisation du procédé d'écrouissage du trou à l'aide d'une analyse numérique est décrite et les résultats obtenus pour la distribution des contraintes résiduelles autour du trou écroui sont présentés.

3.1.1 Modélisation du procédé d'écrouissage

Le procédé d'écrouissage a été simulé selon la méthode développée par Forgues (1993) mais avec un modèle tridimensionnel solide plutôt qu'axisymétrique. Afin de diminuer le temps de calcul, seule la moitié de l'échantillon (selon son plan de symétrie) avec une longueur partielle de 66,04 mm a été modélisée, tel que montré à la figure 3.1. Le diamètre original du trou est de 6,0325 mm. Une étude de convergence a été réalisée en

raffinant le maillage progressivement jusqu'à ce que les résultats obtenus ne varient que faiblement d'un maillage à l'autre. Le modèle présenté à la figure 3.1 montre également le maillage final retenu; ce maillage est raffiné en bordure du trou ainsi qu'à la face d'entrée du mandrin (face supérieure) et à la face de sortie du mandrin (face inférieure) en raison des gradients de contraintes et de déformations élevés à ces endroits.

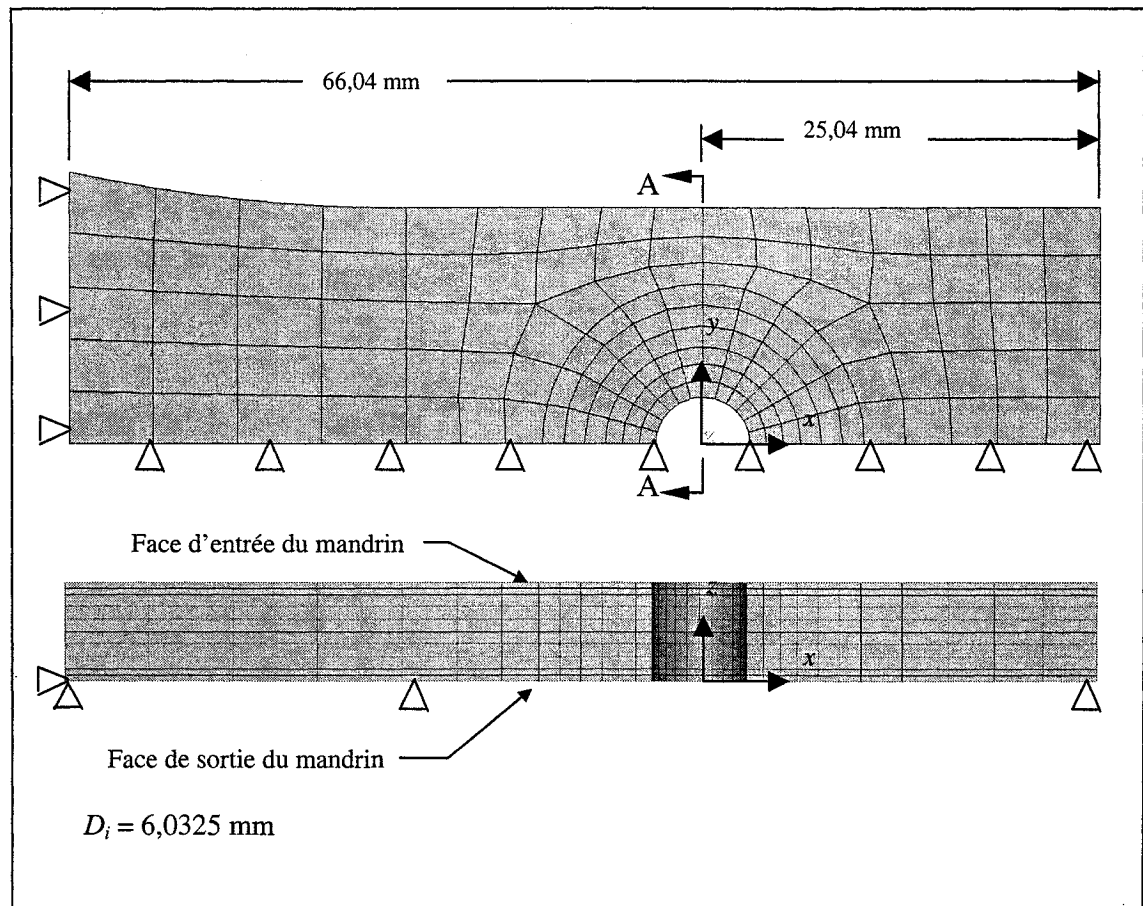


Figure 3.1 Modèle utilisé pour simuler l'écrouissage par éléments finis

Ce modèle est composé de 1460 éléments. Les 120 éléments qui forment la paroi du trou sont des briques quadratiques C3D27R à 27 nœuds et à 14 points d'intégration. Ce type d'élément est nécessaire en raison du contact entre l'échantillon et le mandrin. Pour les 1340 autres éléments, des éléments briques quadratiques C3D20R à 20 nœuds et à 12 points d'intégration ont été utilisés. Le logiciel ABAQUS effectue le calcul des

contraintes aux points d'intégration et les valeurs sont extrapolées aux nœuds pour faciliter l'analyse.

Les conditions aux frontières sont aussi illustrées à la figure 3.1. Le modèle est immobilisé en translation selon x ($u_x = 0$) et selon z ($u_z = 0$) à la face inférieure de son extrémité gauche. Il est également immobilisé en translation selon y ($u_y = 0$) et en rotation autour de x ($R_x = 0$) et autour de z ($R_z = 0$) à son plan de symétrie. Pour éviter toute singularité, le modèle est finalement immobilisé selon z ($u_z = 0$) de part et d'autre du trou, sur la face inférieure

Les propriétés mécaniques obtenues à l'aide des essais en traction statique et rapportées à la section 2.1 seront utilisées dans l'analyse du procédé d'écrouissage. Le modèle d'écoulement cinématique est adopté pour mieux représenter le comportement réel du matériau (Lemaître et Chaboche, 1988).

Le mandrin est modélisé comme un corps rigide (indéformable). Afin d'éviter les problèmes numériques associés au calcul des déformations de deux corps en contact dont l'un se déforme plastiquement, la bague fendue n'a pas été modélisée; son épaisseur a tout simplement été ajoutée au rayon du mandrin. Les dimensions utilisées pour le diamètre initial du trou et le diamètre du mandrin sont les moyennes des valeurs données à la section 2.3 et aussi reproduites à la figure 3.2. Il est important de souligner les paramètres principaux caractérisant le procédé d'écrouissage utilisé dans ce projet :

$$D_i = 6,0325 \text{ mm (diamètre initial du trou)}$$

$$D_{m+b} = 6,2484 \text{ mm (diamètre du mandrin incluant la bague fendue)}$$

$$E_c = \frac{6,2484 - 6,0325}{6,0325} \times 100 = 3,58 \% \text{ (niveau d'écrouissage)}$$

Une surface de contact est définie entre le mandrin et la face interne du trou. Le coefficient de friction est fixé à 0,0005 pour tenir compte de la lubrification de la bague fendue.

Le déplacement total du mandrin de 12,70 mm est modélisé en 10 pas successifs, chaque fois divisés automatiquement en plusieurs incréments par ABAQUS afin d'obtenir convergence.

Selon le procédé d'écrouissage présenté à la section 2.3, le trou doit être ré-alésé après l'écrouissage afin d'uniformiser son diamètre. Dans la modélisation par éléments finis, cette étape est négligée; en effet, même si la faible quantité de matière enlevée entraîne une redistribution de contraintes, le changement de ces dernières est pratiquement négligeable (Jost, 1988).

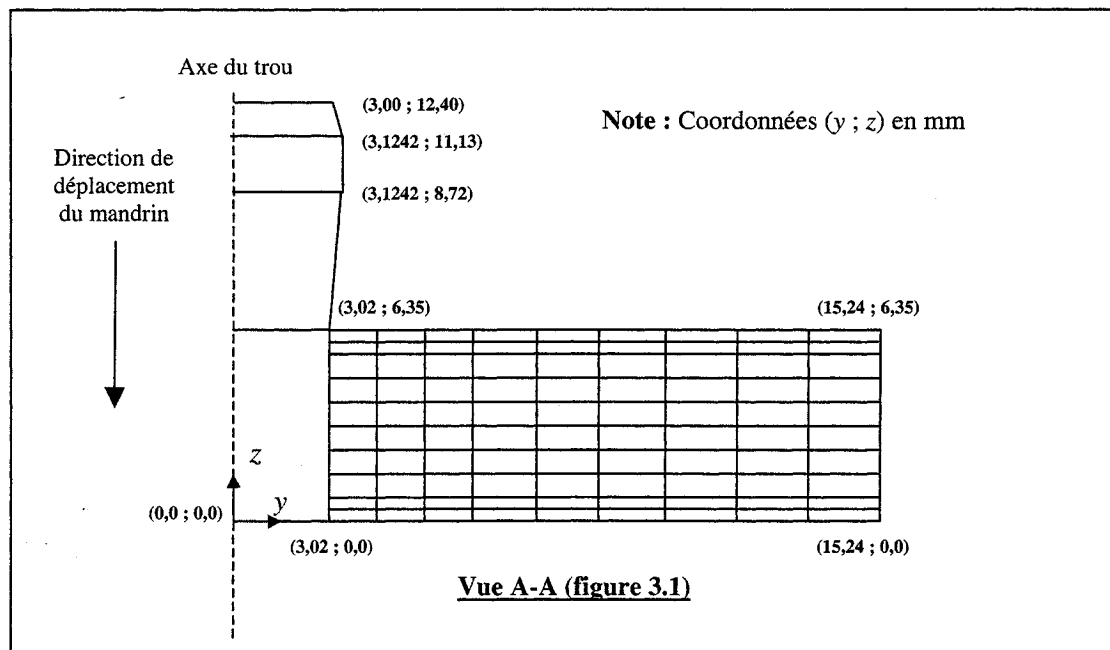


Figure 3.2 Maillage et dimensions de la plaque et du mandrin

3.1.2 Contraintes résiduelles et déformations générées par le procédé d'écrouissage

Les résultats présentés ici sont le profil du trou déformé et les contraintes normales suivant la direction tangentielle au trou écroui. Ces contraintes sont celles calculées dans le plan de la vue A-A (figure 3.1) puisque l'entaille initiale est pratiquée dans ce plan.

a) Profil de déplacement

La figure 3.3 présente le profil du trou écroui pour les deux alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351. Dans les deux cas, les profils de déplacement obtenus sont similaires bien que l'alliage Al 2024-T351 présente un diamètre final légèrement supérieur à celui de l'alliage Al 7475-T7351. Cela s'explique par le fait que le premier a une limite d'écoulement (S_y) inférieure à celle du second, selon les résultats des essais de traction monotone présentés à la section 2.1. L'alliage Al 2024-T351 subit donc une déformation permanente plus importante lors de l'écrouissage. On constate aussi que ces résultats sont assez similaires à ceux obtenus par Forgues et Cloud (figure 1.30).

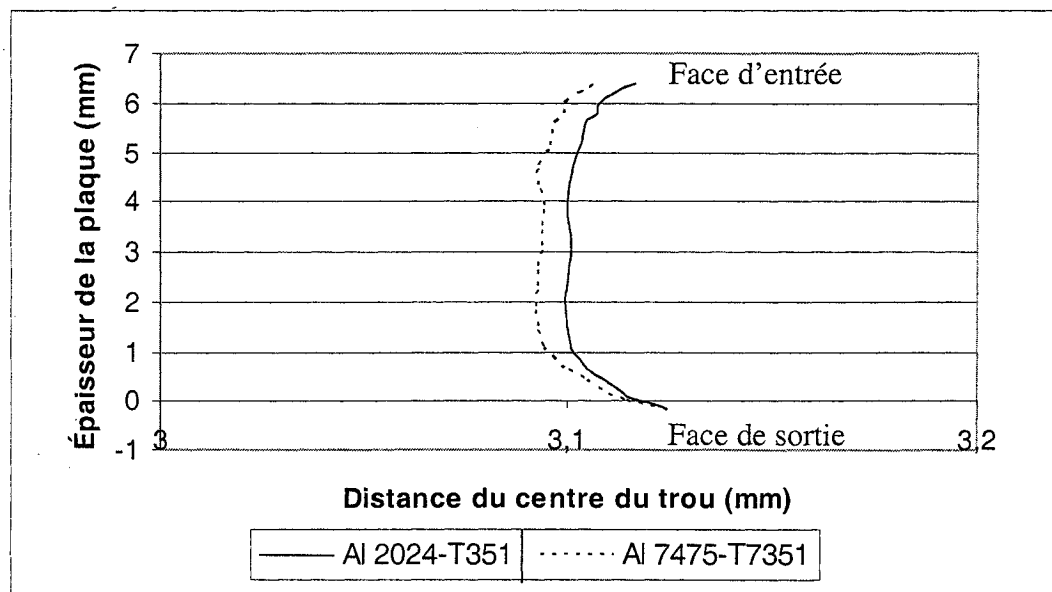


Figure 3.3 Profils de déplacement obtenus après écrouissage du trou à 3,58 %

b) Champs de contrainte

Les figures 3.4a et 3.4b présentent les champs de contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament de la plaque pour les deux alliages étudiés. L'allure générale du champ de contrainte est semblable pour les deux cas; il varie à travers l'épaisseur de l'échantillon, ce qui démontre qu'une analyse tridimensionnelle est nécessaire pour bien caractériser le procédé d'écrouissage. Une bande de couleur blanche marque la transition entre la zone de compression résiduelle (côté gauche de la bande blanche) et la zone de tension résiduelle (côté droit de la bande blanche). La zone de compression résiduelle est beaucoup moins large que celle en tension; elle s'étend du bord du trou jusqu'à 2,5mm à mi-épaisseur de l'échantillon, et jusqu'à 4,0 mm, sur les faces d'entrée et de sortie. Dans le cas de l'alliage Al 2024-T351, les valeurs maximales et minimales sont de 141 et -427 MPa alors que dans le cas de l'alliage Al 7475-T7351, elles sont 156 et -445 MPa. Cela s'explique par le fait qu'en traction statique, le premier alliage a une limite d'écoulement inférieure à celle du second.

c) Distribution des contraintes résiduelles tangentielles

Les figures 3.5a et 3.5b présentent les distributions de contraintes résiduelles après écrouissage aux faces d'entrée et de sortie et à la mi-épaisseur de la plaque pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351, respectivement. L'allure générale des courbes est semblable pour les deux cas et similaire à celle des courbes de Forges (figure 1.29). Les valeurs extrêmes sont moins grandes (en valeurs absolues) pour le premier matériau que pour le second. Dans les deux cas, une fluctuation de la contrainte résiduelle à la face d'entrée se produit entre 1,0 et 2,0 mm du bord du trou. Cette anomalie est due à un problème de convergence du modèle. La solution pour remédier à ce problème serait de raffiner le maillage du modèle autour du trou. La puissance de calcul de l'ordinateur mis à notre disposition n'a pas permis de trouver une solution acceptable pour éliminer ce problème.

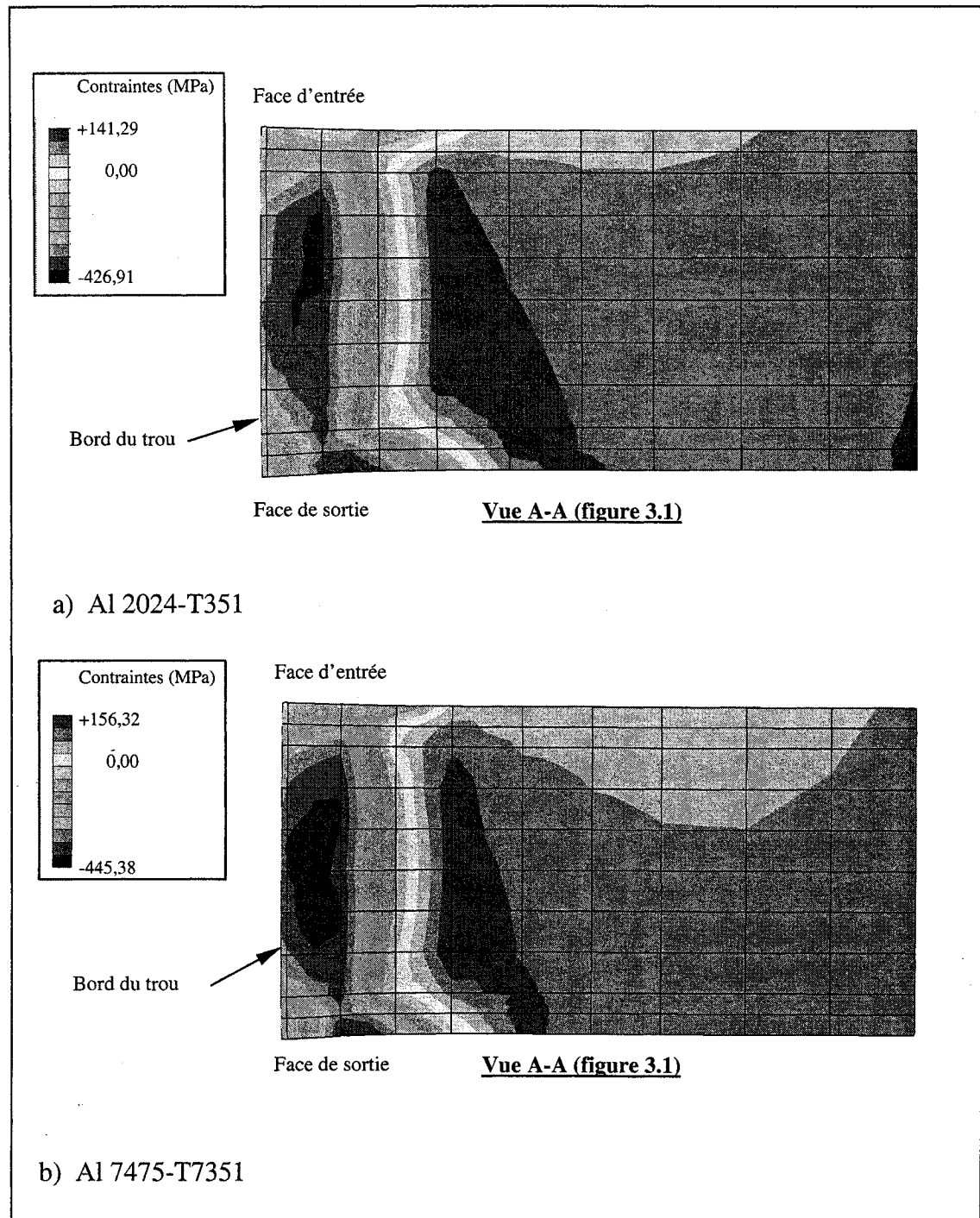
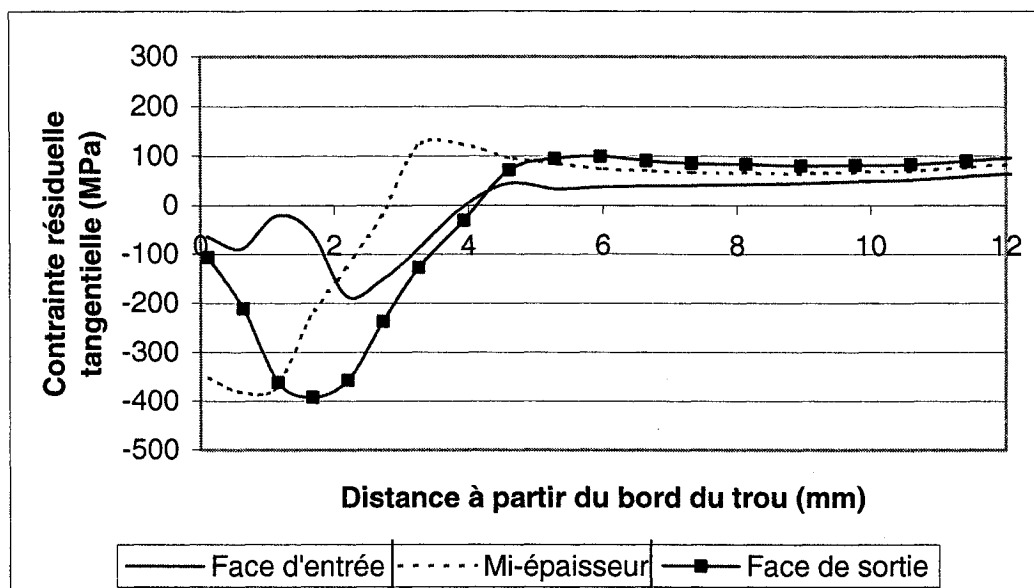
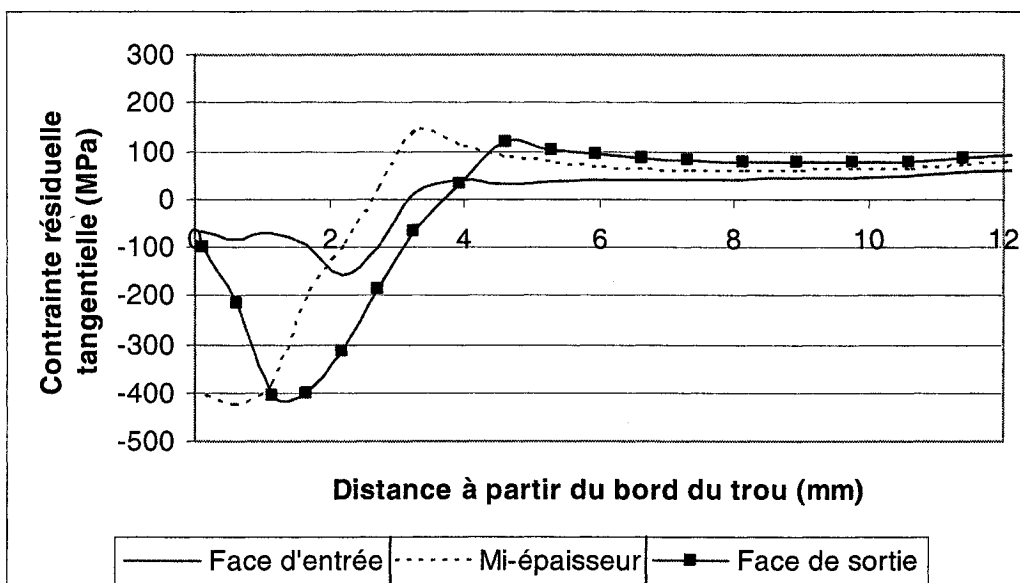


Figure 3.4 Champ de contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament et à travers l'épaisseur de la plaque ayant un trou écroui à 3,58 %



a) Al 2024-T351



b) Al 7475-T7351

Figure 3.5 Distribution des contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament et à travers l'épaisseur de la plaque ayant un trou écroui à 3,58%

3.2 Chargement cyclique

La première partie de cette section décrit la modélisation utilisée pour simuler le chargement cyclique et la seconde montre les résultats obtenus par cette modélisation pour un échantillon ayant un trou non-écroui; ensuite, la dernière partie présente la méthode utilisée pour vérifier la validité de la superposition linéaire de l'écrouissage et du chargement cyclique ainsi que les résultats obtenus pour un échantillon ayant un trou écroui.

3.2.1 Modélisation du chargement cyclique

Le maillage déjà utilisé pour simuler le procédé d'écrouissage (figure 3.1) ne peut être utilisé pour simuler le chargement cyclique car il ne permet pas de tenir compte du réalésage du trou à son diamètre final de 6,35 mm. La modélisation du diamètre exacte est importante afin de pouvoir appliquer le modèle de Hou et Hills (section 1.1) de manière précise. Comme dans le cas du modèle utilisé pour simuler l'écrouissage, seule la moitié de l'échantillon a été maillée. En utilisant une géométrie avec un trou de 6,35 mm de diamètre, une étude de convergence a été réalisée en raffinant le maillage progressivement jusqu'à ce que les résultats obtenus ne varient que faiblement d'un maillage à l'autre. Le modèle présenté à la figure 3.6 montre le maillage final obtenu; ce maillage est raffiné en bordure du trou en raison des gradients de contraintes et de déformations élevés à cet endroit. Ce modèle est composé de 3264 éléments briques linéaires C3D8R à 8 nœuds et 8 points d'intégration. Le logiciel ABAQUS effectue le calcul des contraintes aux points d'intégration et les valeurs sont extrapolées aux nœuds pour faciliter l'analyse.

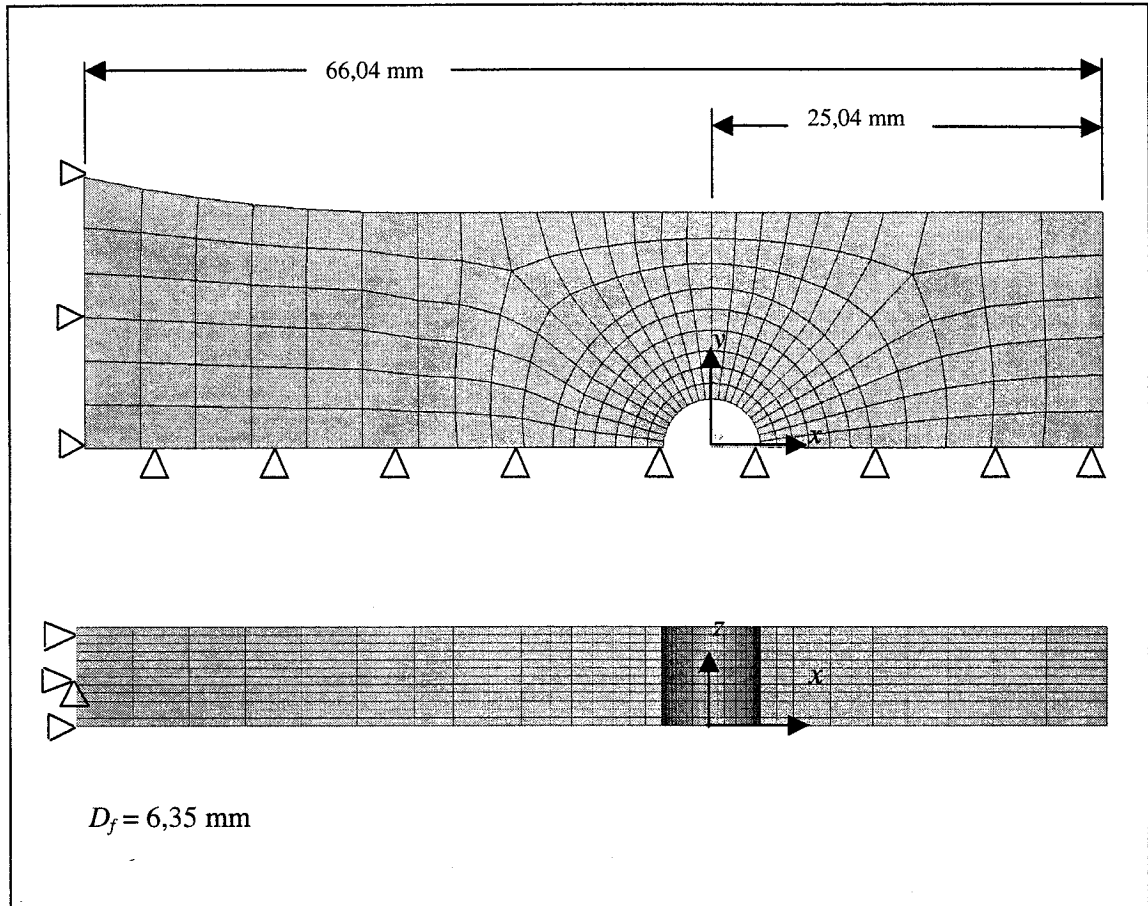


Figure 3.6 Modèle utilisé pour simuler le chargement cyclique par éléments finis

Les conditions aux frontières sont également illustrées à la figure 3.6. Le modèle est immobilisé en translation selon x ($u_x = 0$) à son extrémité gauche et selon z ($u_z = 0$) sur la ligne médiane de son extrémité gauche. Il est aussi immobilisé en translation selon y ($u_y = 0$) et en rotation autour de x et z ($R_x = 0$ et $R_z = 0$) à son plan de symétrie.

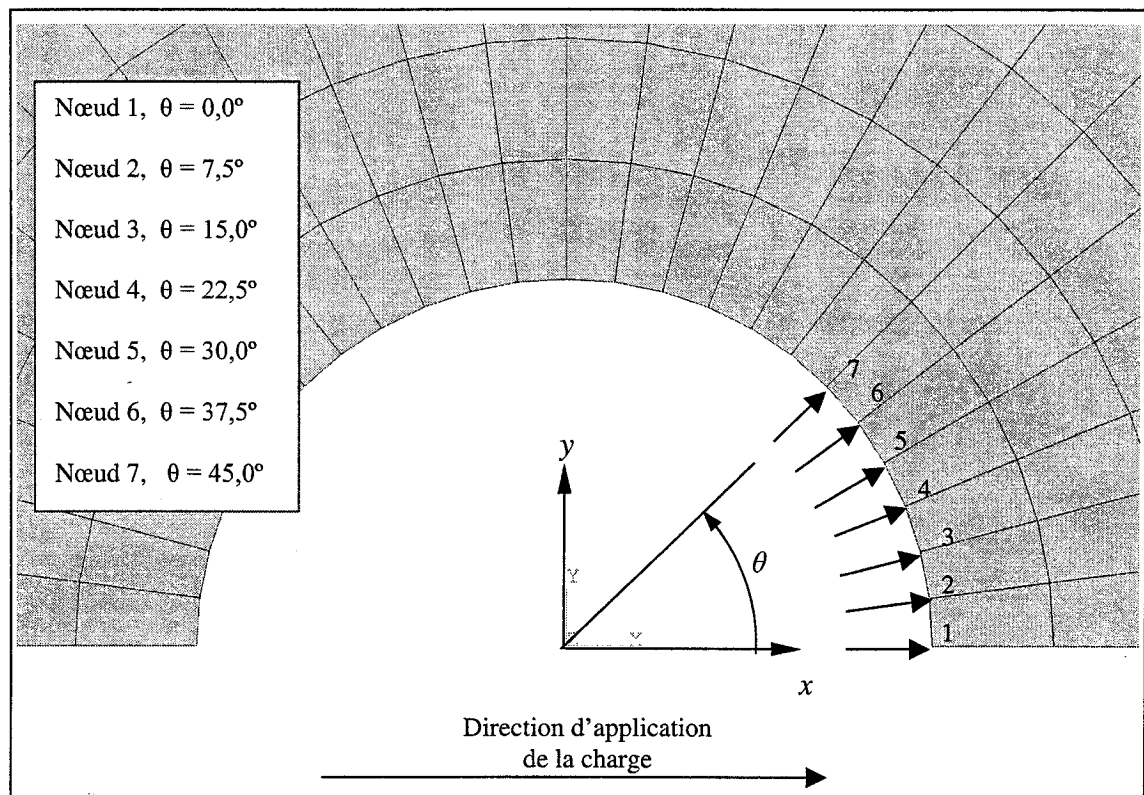
Les propriétés mécaniques cycliques rapportées à la section 2.1.2 pour les deux alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 seront utilisées dans cette analyse.

Le modèle utilisé pour représenter la distribution du chargement à l'interface trou-boulon est celui de Hou et Hills (section 1.1). Ce modèle est adéquat étant donné le faible coefficient de friction à l'interface trou-boulon; il est d'autant plus réaliste que les valeurs du demi-angle de contact (α) obtenues ne dépassent pas 45° . Connaissant la charge appliquée et le jeu radial utilisé (équation 2.2), le demi-angle de contact est déterminé à l'aide de la courbe de la figure 1.3b. Les valeurs ainsi obtenues pour les états plans de contraintes ou de déformations sont rapportées au tableau 3.1. Pour chaque cas de chargement, les deux valeurs associées à ces états étant très proches l'une de l'autre, celle de l'état plan de contraintes a été utilisée.

La distribution de contrainte radiale est ensuite déterminée en introduisant les valeurs du tableau 3.1 dans l'équation (1.3). La distribution de contrainte radiale ainsi obtenue est imposée au modèle d'éléments finis en appliquant des forces radiales à certains nœuds situés sur la face interne du trou, comme illustré à la figure 3.7. La force exercée sur chaque nœud est déterminée en appliquant la pression locale (calculée avec l'équation 1.3) sur la surface moyenne entre deux nœuds consécutifs. Les valeurs des forces appliquées aux nœuds pour chacun des cas sont données en détails à l'annexe B.1. Chacune de ces forces est divisée par treize puisque le modèle a treize nœuds selon son épaisseur. La distribution de contrainte radiale est supposée constante à travers l'épaisseur de l'échantillon. Pour chacun des chargements cycliques, la charge en tension est appliquée en premier jusqu'à sa valeur maximum afin de tenir compte de tout écoulement possible du matériau lors du cycle initial (voir figure 1.32a).

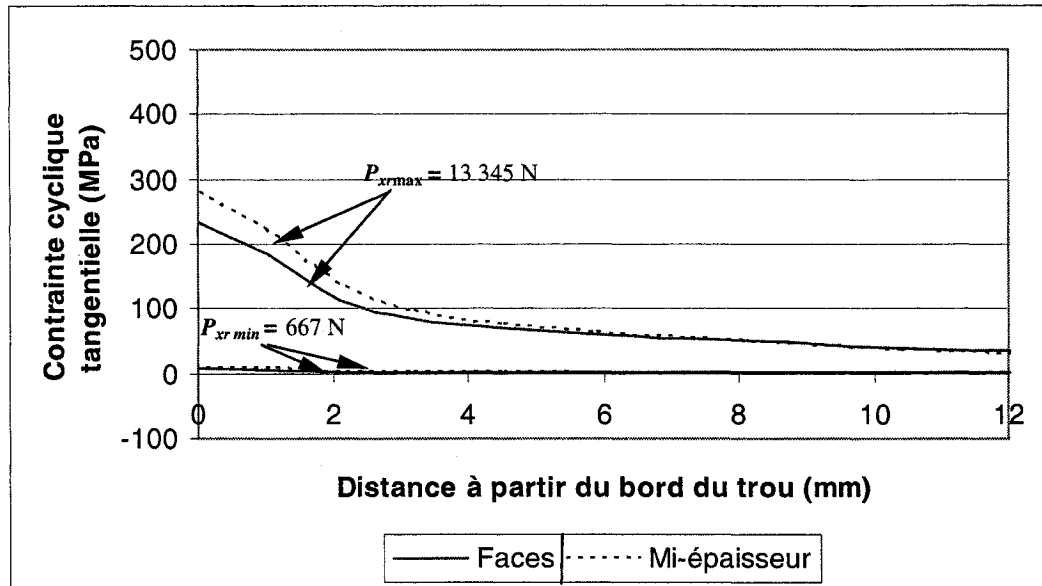
Tableau 3.1 Demi-angle de contact (α) en fonction de la charge appliquée

| Charge (N) | Chargement cyclique 1 | | Chargement cyclique 2 | | Chargement cyclique 3 | |
|--|-----------------------|---------------|-----------------------|---------------|-----------------------|---------------|
| | $P_{xr \min}$ | $P_{xr \max}$ | $P_{xr \min}$ | $P_{xr \max}$ | $P_{xr \min}$ | $P_{xr \max}$ |
| | 667 | 13 345 | 890 | 17 793 | 1 112 | 22 241 |
| α (°) État plan de contraintes | 9,1 | 36,3 | 10,5 | 40,6 | 11,7 | 44,1 |
| α (°) État plan de déformations | 8,7 | 34,9 | 9,9 | 39,2 | 11,1 | 42,6 |

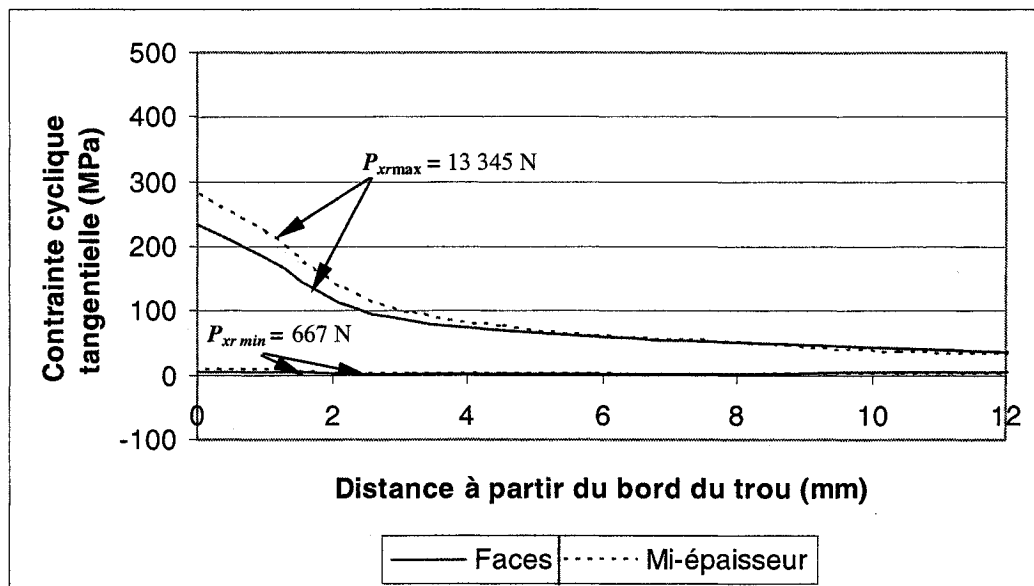
**Figure 3.7** Application des forces radiales cycliques au modèle d'éléments finis

3.2.2 Contraintes induites par le chargement cyclique pour le trou non écroui

Pour les deux alliages étudiés à l'aide de la modélisation décrite dans la section précédente, les figures 3.8 à 3.10 présentent les distributions des contraintes induites par chacun des chargements cycliques appliqués sur l'échantillon ayant un trou non-écroui. Les courbes montrent la distribution des contraintes normales tangentielles correspondant à la charge cyclique maximale et minimale dans le ligament de la plaque (i.e. plan de la vue A-A de la figure 3.1) pour les faces et à mi-épaisseur. Dans tous les cas, lorsque la charge cyclique maximale est appliquée, la contrainte tangentielle atteint une valeur maximale au bord du trou puis diminue graduellement jusqu'au bord de la pièce. La distribution de contraintes aux faces correspondant à l'entrée et à la sortie du mandrin est presque identique et plus faible que celle à mi-épaisseur. Au bord du trou, la différence entre la contrainte cyclique à mi-épaisseur et celles des deux faces est de l'ordre de 25 %; cette différence diminue au fur et à mesure qu'on s'éloigne du bord du trou. Cette différence s'explique par le fait que les faces sont en état plan de contraintes alors que la mi-épaisseur est en état plan de déformations. Pour les chargements cycliques 2 et 3, lorsque la charge prend la valeur minimale, la contrainte tangentielle atteint un maximum en compression en bordure du trou puis son intensité diminue graduellement et devient positive au bord de la pièce. Pour le chargement cyclique 1, ce même comportement est constaté lorsque la charge appliquée devient nulle. Le fait que la contrainte tangentielle au bord du trou devienne négative à la charge minimum signifie qu'il y a écoulement du matériau lors du cycle initial (voir figure 1.32a). Le modèle de Hou et Hills utilisé pour représenter la distribution de contrainte à l'interface trou-boulon n'est sensé être valide que dans le domaine élastique. Étant donné qu'aucun modèle potentiel n'est disponible pour une analyse dans le domaine plastique, l'extension du modèle de Hou et Hills au cas où il y a un écoulement du matériau a été explorée.

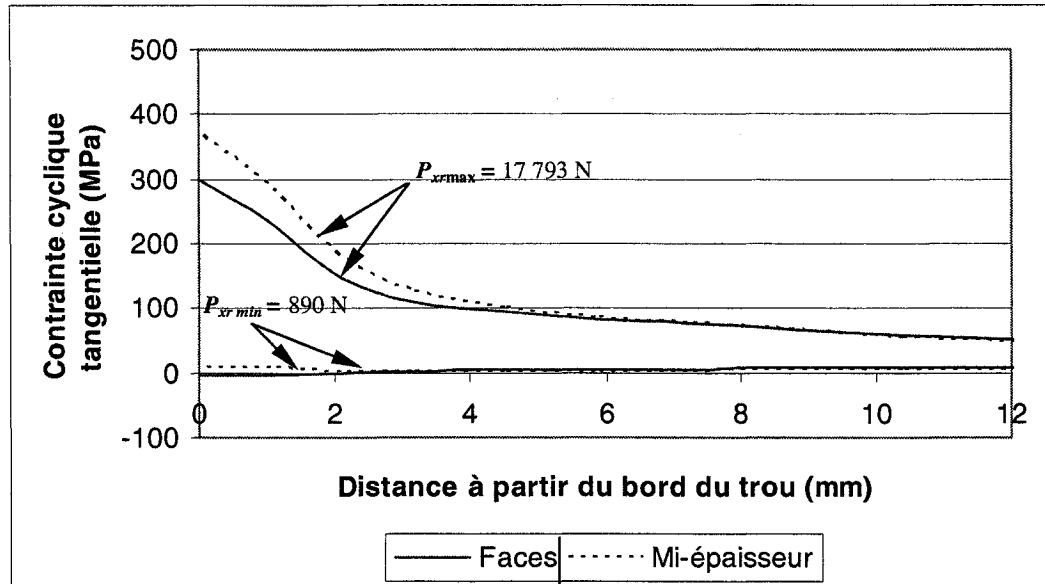


a) Al 2024-T351

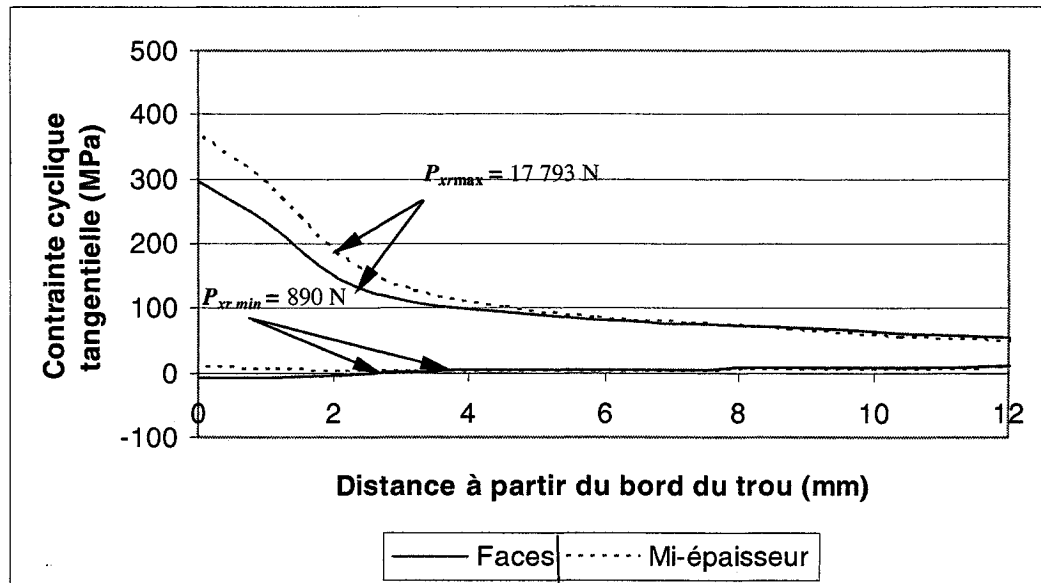


b) Al 7475-T7351

Figure 3.8 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie, le long du ligament de la plaque ayant un trou non-écroui (chargement cyclique 1)

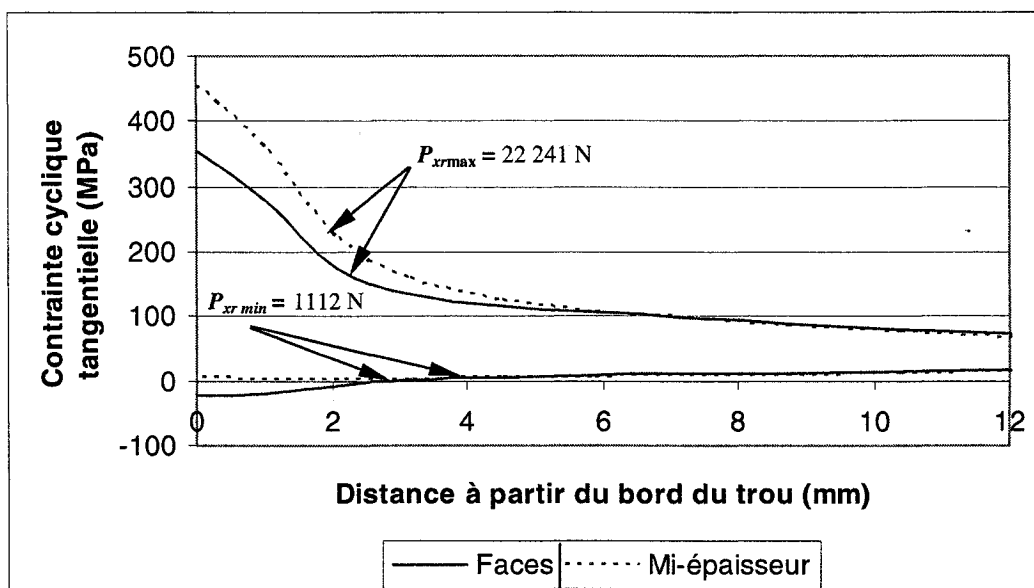


a) Al 2024-T351

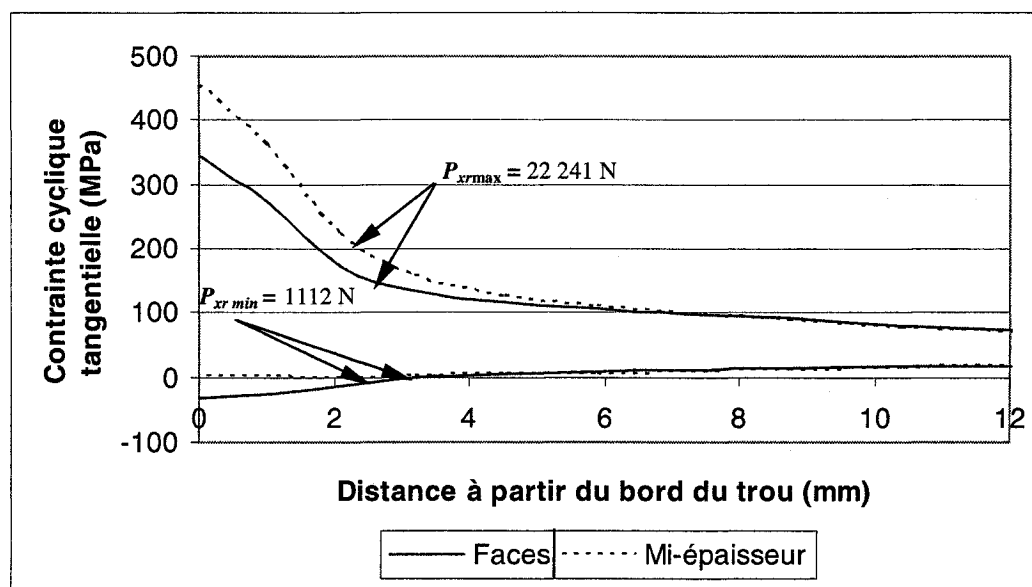


b) Al 7475-T7351

Figure 3.9 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie, le long du ligament de la plaque ayant un trou non-écroui (chargement cyclique 2)



a) Al 2024-T351



b) Al 7475-T7351

Figure 3.10 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie, le long du ligament de la plaque ayant un trou non-écroui (chargement cyclique 3)

Les valeurs maximales des contraintes obtenues pour l'alliage Al 2024-T351 sont légèrement supérieures (de l'ordre de 5 MPa) à celles pour l'alliage Al 7475-T7351. La similarité des distributions des contraintes de ces deux matériaux peut être expliquée par le fait que le premier alliage subit un durcissement cyclique alors que le second a un comportement cyclique quasiment neutre, i.e. un comportement comparable à celui sous traction statique. Ainsi, les propriétés cycliques de l'alliage Al 2024-T351 se rapprochent de celles de l'alliage Al 7475-T7351.

3.2.3 Contraintes induites par le chargement cyclique pour le trou écroui

a) Vérification de l'hypothèse de superposition linéaire

Comme il a été expliqué au début de la section 3.2.1, le modèle utilisé pour simuler le procédé d'écrouissage (figure 3.1) ne peut être utilisé pour simuler adéquatement le chargement cyclique appliqué au trou écroui car il n'inclut pas le paramètre de réalésage du trou à son diamètre final de 6,35 mm. La modélisation du diamètre exacte est importante afin de pouvoir appliquer le modèle de Hou et Hills (section 1.1) de manière précise. Par contre, il est possible de combiner les contraintes résiduelles résultant de l'écrouissage (section 3.2.1) avec les contraintes cycliques (section 3.2.2) en procédant par superposition linéaire, c'est-à-dire en additionnant les deux distributions de contraintes. Cette procédure a été adoptée dans l'étude de Burlat (1994) qui a confirmé la validité de l'hypothèse de la superposition linéaire pour un trou ne transmettant aucune charge en comparant les amplitudes des contraintes et de déformations cycliques induites dans un trou non-écroui à celles générées dans un trou écroui. Dans cette section, cette procédure est d'abord expliquée et, ensuite, la validité de cette hypothèse de superposition linéaire est démontrée.

Cette étude comparative est faite en considérant le modèle développé pour simuler le procédé d'écrouissage (figure 3.1), les conditions aux frontières utilisées pour le chargement cyclique (figure 3.9) et les propriétés cycliques de l'alliage Al 7475-T7351. Une pression constante $p = 780$ MPa est appliquée (voir annexe B.2) sur un demi-angle $\alpha = 45^\circ$, comme illustré à la figure 3.11. Dans ces conditions, la pression p provoque une force axiale résultante P_{xr} de 22 241 N (selon x). Une fois cette pression maximum appliquée, elle est ramenée à zéro. Ce chargement cyclique est appliqué au modèle ayant un trou non-écroui et au même modèle ayant un trou préalablement écroui à 3,58 %. L'approximation selon laquelle la distribution de la pression à l'interface trou-boulon est uniforme et a une discontinuité à $\alpha = 45^\circ$ (saut de 780 à 0 MPa) est jugée acceptable puisque les contraintes tangentielles d'intérêt se situent à $\alpha = 90^\circ$. Les résultats ainsi obtenus ne peuvent être utilisés pour l'analyse du comportement en fatigue propagation mais ils sont adéquats pour une étude comparative des champs de contraintes résiduelles entre le trou écroui et le trou non-écroui.

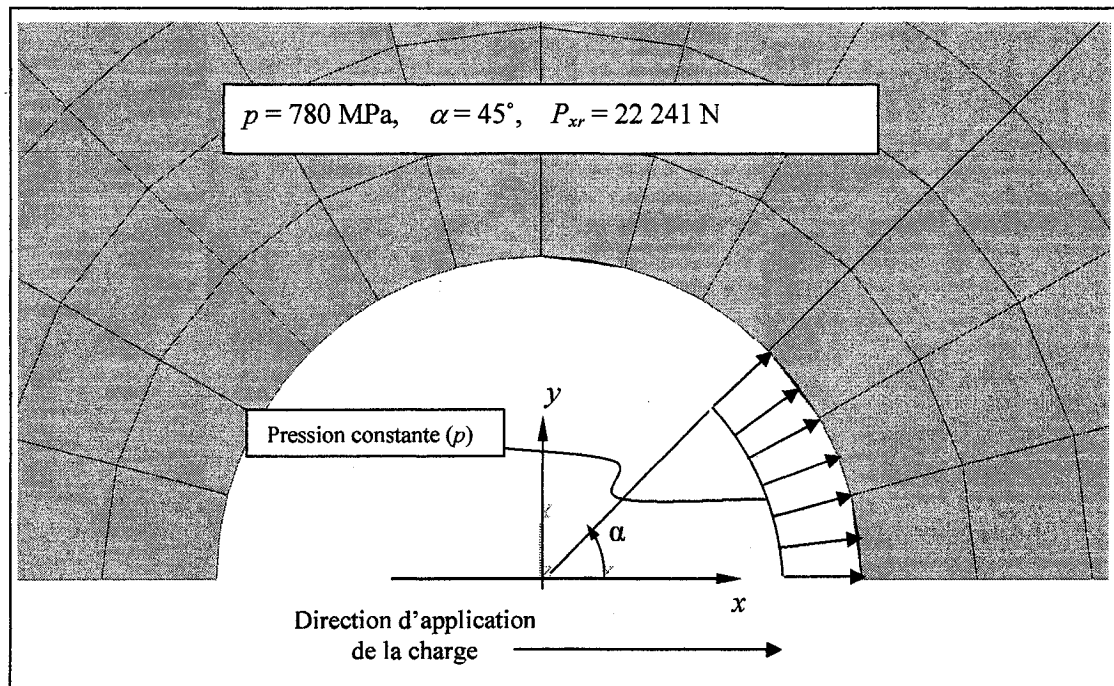
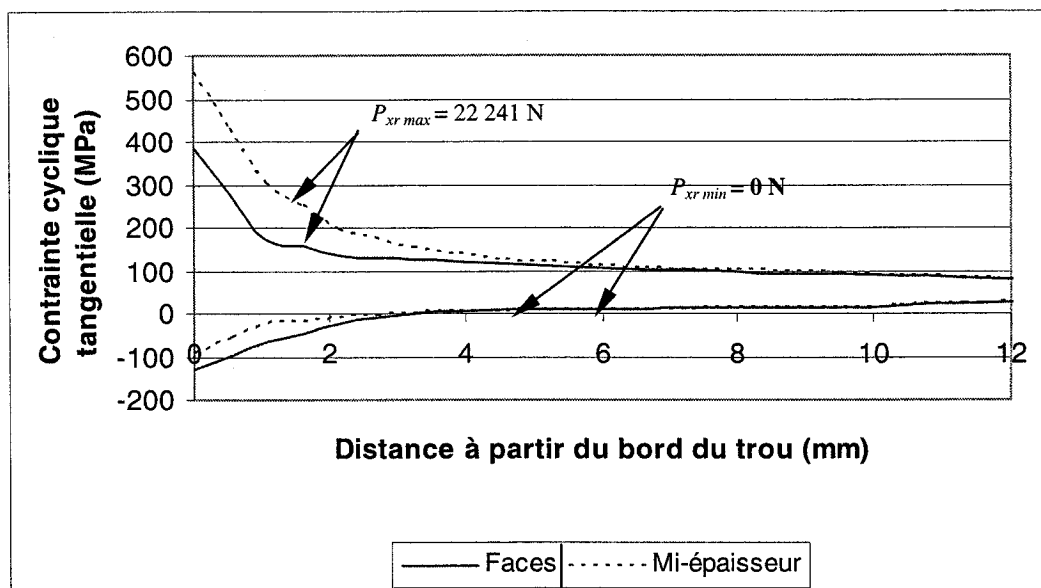
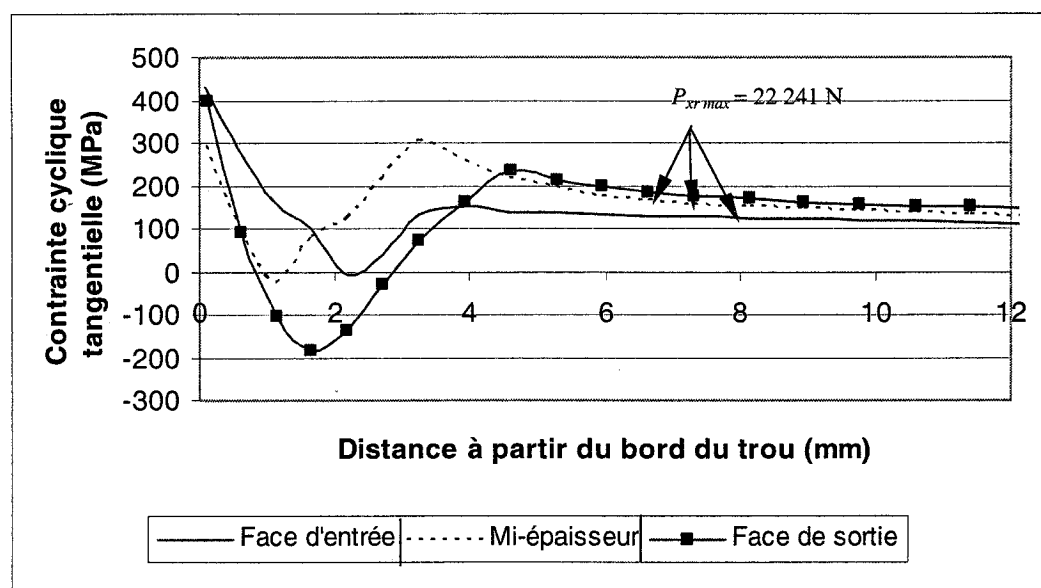


Figure 3.11 Application du chargement cyclique (validation de la superposition linéaire)



a) Trou non écroui



b) Trou écroui

Figure 3.12 Distribution des contraintes tangentielles cycliques le long du ligament et à travers l'épaisseur d'un échantillon en alliage Al 7475-T7351 : a) trou non écroui ; b) trou écroui

Les résultats obtenus dans le plan A-A (figure 3.1) pour un chargement–déchargement variant de 0 à 22 241 N puis 0 N sont présentés à la figure 3.12a pour le trou non écroui et à la figure 3.12b pour le trou écroui. L’allure générale de ces courbes est comparable à celle des figures 3.5 (trou écroui) et 3.8 à 3.10 (trou non-écroui); cependant, l’exactitude de ces résultats ne peut être vérifiée.

À l’aide des résultats obtenus, l’amplitude des contraintes cycliques tangentielles et celle des déformations cycliques tangentielles sont calculées (figures 3.13 et 3.14). On remarque que les amplitudes de contrainte et de déformation sont identiques aux deux faces de la plaque aussi bien pour le trou écroui que pour le trou non-écroui. Au bord du trou, à mi-épaisseur du modèle, la différence entre l’amplitude de contrainte du trou non écroui et celle du trou écroui est de 33 MPa (5,0 %); concernant les déformations cycliques, la différence entre les amplitudes est de $0,24 \times 10^{-3}$ (2,5 %). Les différences d’amplitudes étant relativement faibles, ces résultats suggèrent que l’hypothèse de superposition linéaire des distributions de contraintes résultant de l’écrouissage et du chargement cyclique est acceptable pour un trou écroui à 3,58 % lorsque la charge cyclique maximale appliquée au trou ne dépasse pas 22 241 N. Les distributions de contraintes cycliques pour les trous écrouis sont donc obtenues en additionnant les amplitudes cycliques des contraintes dues au chargement (figures 3.8 à 3.10) aux distributions de contraintes résiduelles (figure 3.5).

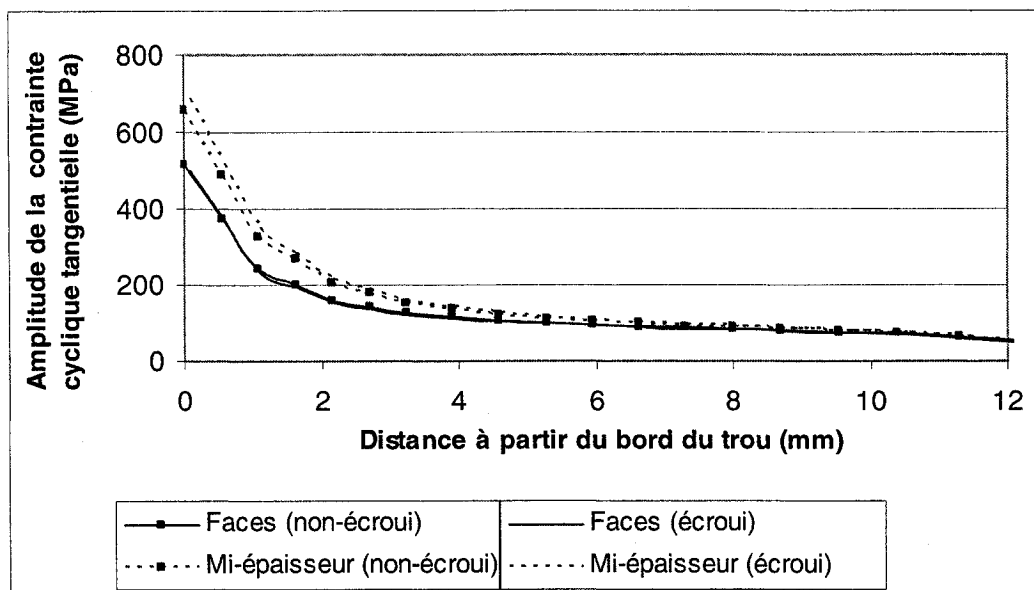


Figure 3.13 Amplitudes des contraintes cycliques tangentielles le long du ligament, pour les trous écroui et non-écroui (Al 7475-T7351)

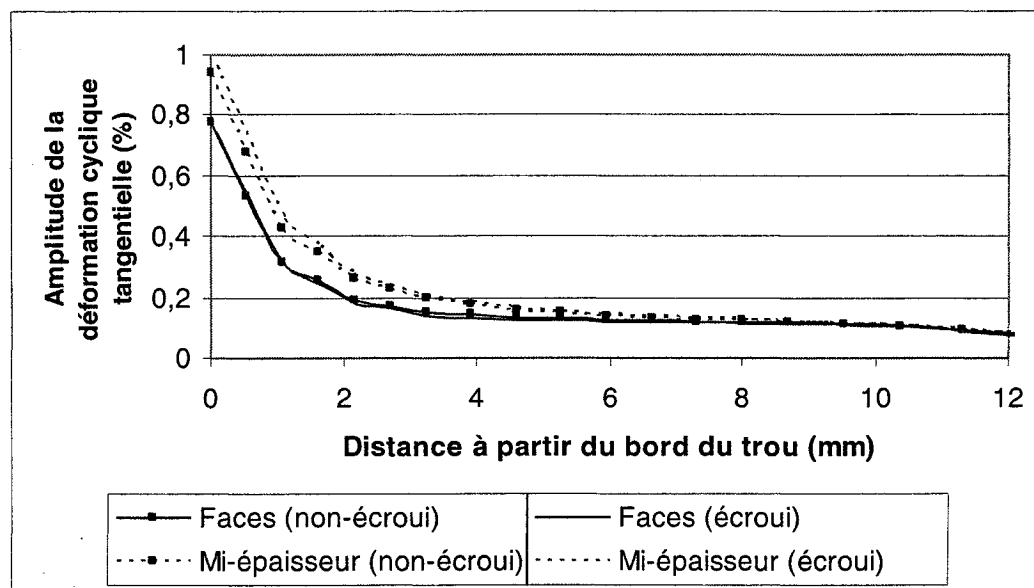
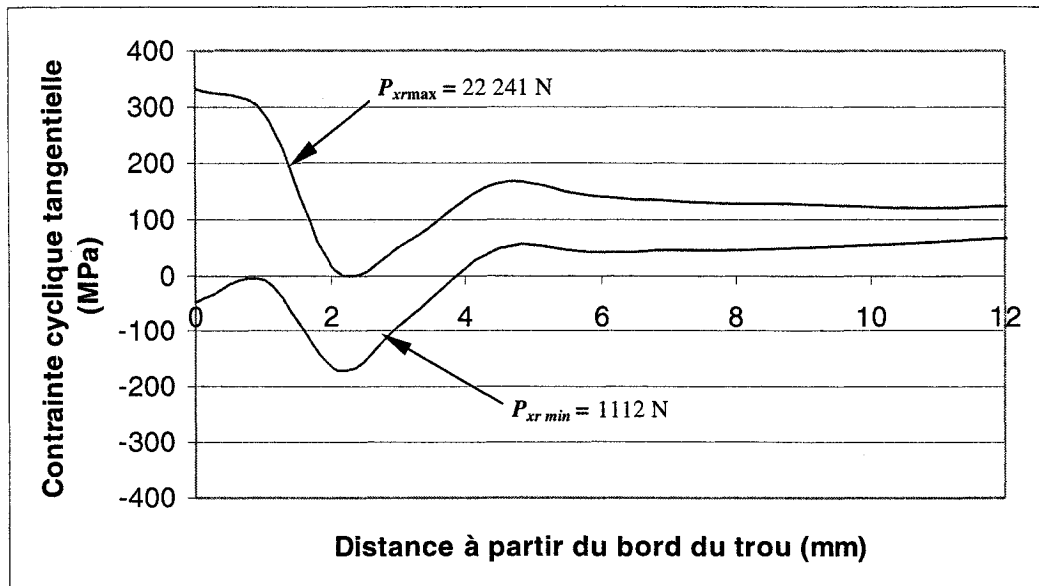


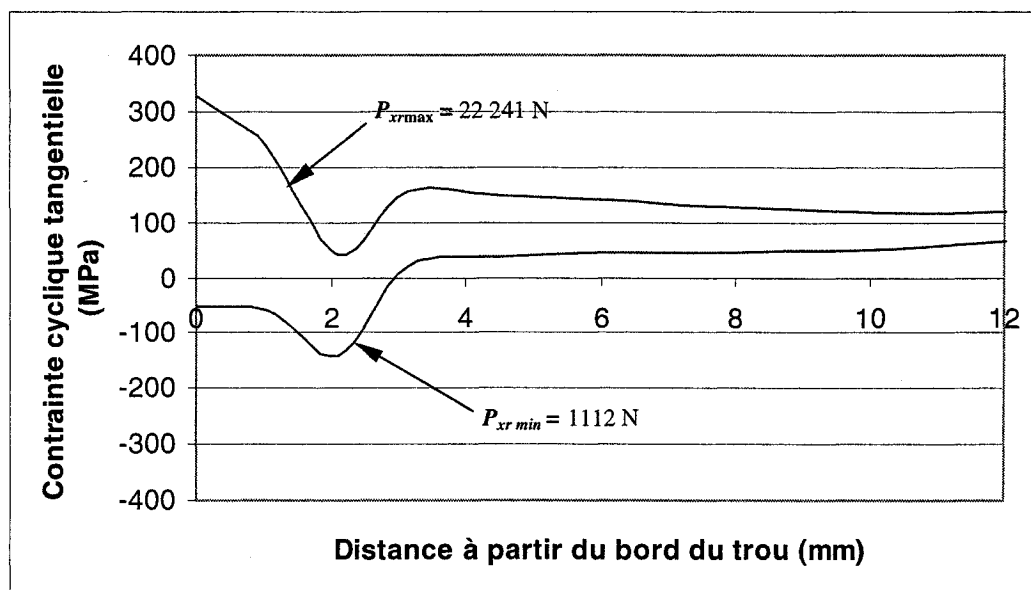
Figure 3.14 Amplitudes des déformations cycliques tangentielles le long du ligament, pour les trous écroui et non-écroui (Al 7475-T7351)

b) Résultats de la superposition linéaire

Les figures 3.15 à 3.17 présentent les résultats obtenus par la superposition linéaire de la contrainte due à l'écroutissage à celle due au chargement cyclique 3 pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351. Les résultats obtenus pour les autres chargements cycliques (1 et 2) sont donnés à l'annexe C. Ces valeurs ont été obtenues en additionnant les amplitudes cycliques des contraintes dues au chargement (figures 3.8 à 3.10) aux distributions de contraintes résiduelles (figure 3.5). Pour les deux matériaux étudiés, l'allure des courbes est assez similaire et les valeurs de leurs amplitudes de contraintes sont assez proches. Par contre, les valeurs extrêmes des contraintes cycliques de l'alliage Al 7475-T7351 sont légèrement supérieures (en valeur absolue) à celles de l'alliage Al 2024-T351, ce qui reflète le comportement des champs de contraintes résiduelles de la figure 3.5. Ces résultats seront utilisés pour prédire la vie en fatigue propagation des échantillons soumis au chargement en fatigue.

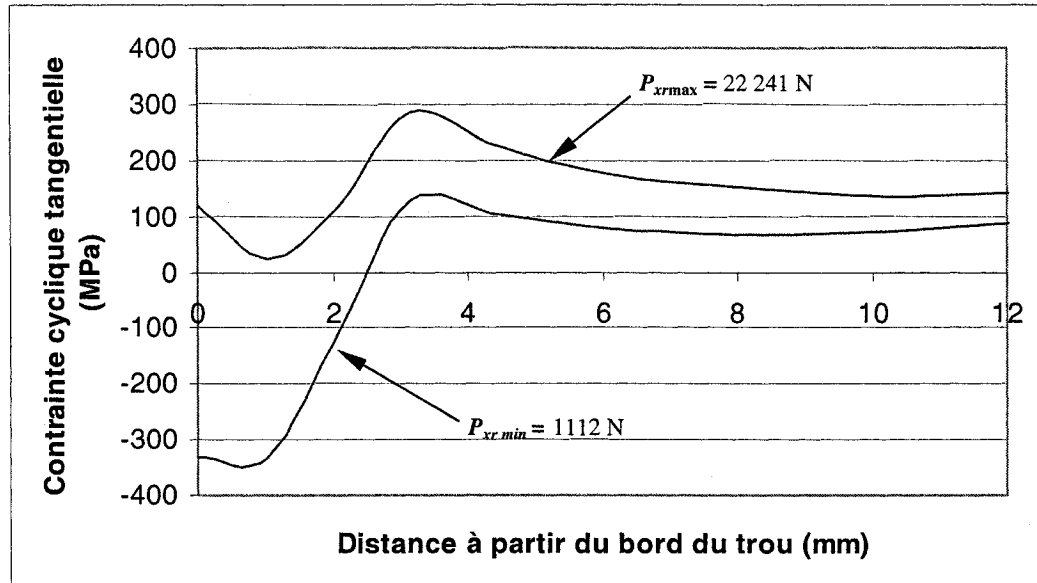


a) Al 2024-T351

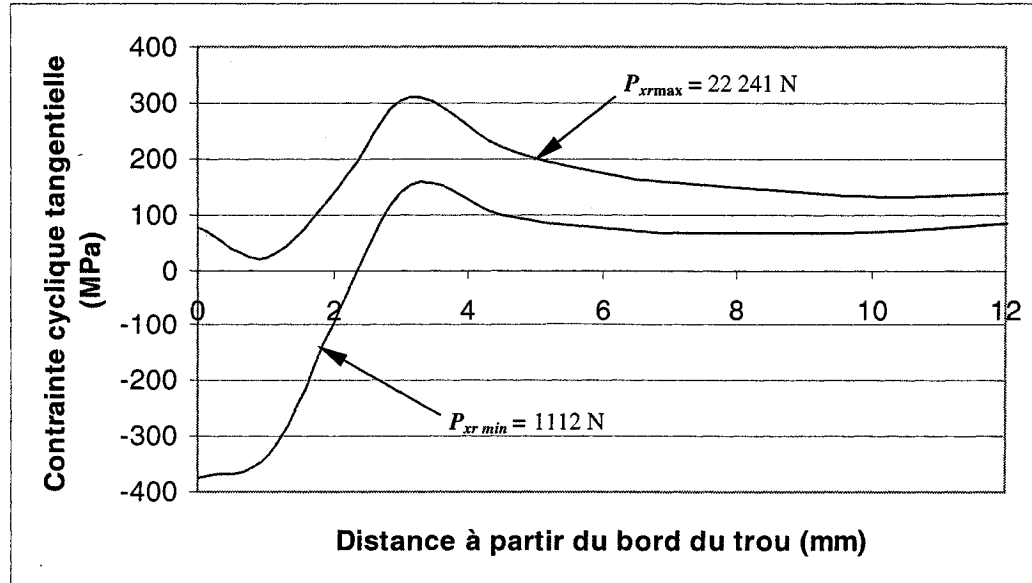


b) Al 7475-T7351

Figure 3.15 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée, le long du ligament de la plaque ayant un trou écroui (chargement cyclique 3)

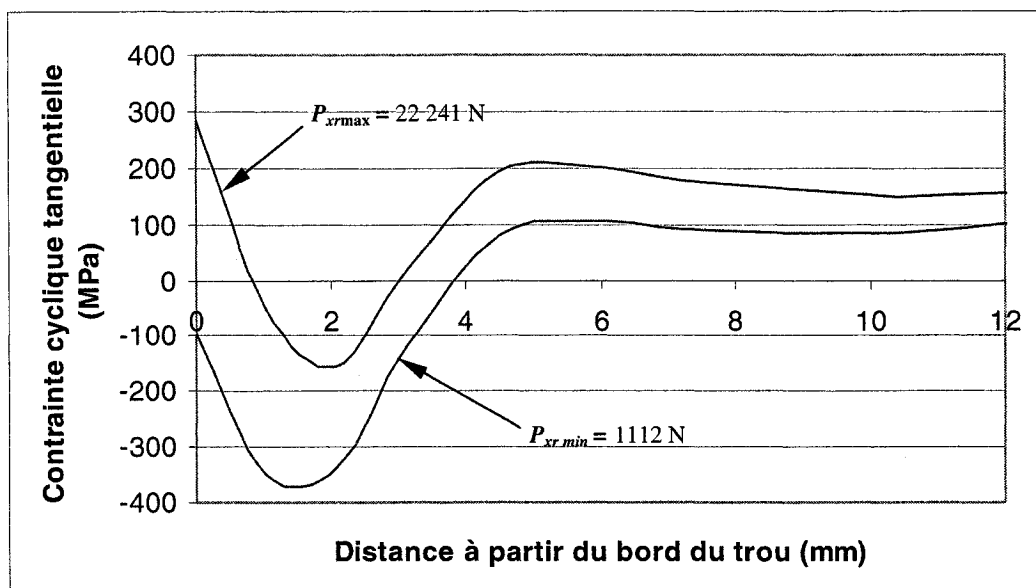


a) Al 2024-T351

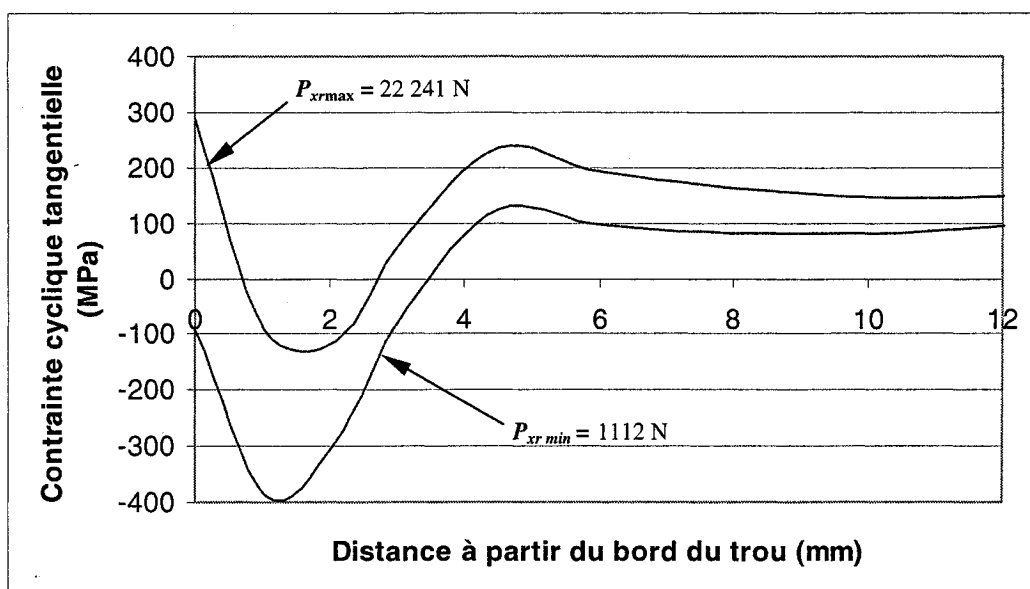


b) Al 7475-T7351

Figure 3.16 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur le long du ligament de la plaque ayant un trou écroui (chargement cyclique 3)



a) Al 2024-T351



b) Al 7475-T7351

Figure 3.17 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie le long du ligament de la plaque ayant un trou écroûi (chargement cyclique 3)

3.3 Conclusions

Les résultats de diverses analyses effectuées à l'aide de la méthode des éléments finis avec le logiciel ABAQUS 6.5 permettent, tout d'abord, de déterminer les distributions de contraintes résiduelles ainsi que les déformations générées par le procédé d'écrouissage à un niveau de 3,58 % appliqué à un trou dans une plaque en alliages d'aluminium Al 2024-T351 et Al 7475-T351. Les résultats obtenus se comparent favorablement aux valeurs rapportées dans la littérature. Ensuite, les distributions de contraintes cycliques dues à un chargement au trou non-écroui ont été établies selon la méthode de Hou et Hills. Enfin, la validité de l'hypothèse de la superposition linéaire du champ de contraintes résiduelles dû à l'écrouissage du trou et de celui associé au chargement cyclique au trou non écroui a été mise en évidence. La validation de cette hypothèse a permis de déterminer les distributions de contraintes cycliques obtenues avec un chargement au trou écroui, toujours selon la distribution de Hou et Hills. Les valeurs ainsi obtenues seront utilisées dans les analyses de comportement des fissures en période de propagation sous un chargement cyclique; cet aspect sera traité au chapitre 4.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET CALCUL DE VIE

La première partie de ce chapitre rapporte les résultats des essais de fatigue propagation tandis que la seconde partie présente les résultats des calculs de vie effectués à l'aide du logiciel NASGRO, en utilisant les champs de contraintes obtenus par la méthodes des éléments finis au chapitre 3.

4.1 Analyse des résultats expérimentaux

Dans cette section, les résultats expérimentaux sont rapportés et analysés.

4.1.1 Contraintes cycliques en fatigue

Sous la condition de chargement en fatigue, on réfère couramment à la contrainte cyclique nominale nette (σ_{nn}) définie comme suit:

$$\sigma_{nn} = P / A_n \quad (4.1)$$

où P : charge cyclique appliquée

$$A_n : \text{section nette} = (W - D) \times t = (30,48 - 6,35) \times 6,35 = 153,23 \text{ mm}^2$$

Le tableau 4.1 présente les valeurs des niveaux de contrainte nominale nette maximum correspondant aux trois charges cycliques considérées dans le programme expérimental.

Tableau 4.1 Contrainte σ_{nn} max correspondant aux différents niveaux de chargement cyclique

| Niveau de chargement | P (N) | σ_{nn} max (MPa) |
|----------------------|---------|-------------------------|
| 1 | 13 345 | 87 |
| 2 | 17 793 | 116 |
| 3 | 22 241 | 145 |

4.1.2 Effet de l'écrouissage sur la vie en propagation

Comme il a été expliqué au chapitre 1.3, l'écrouissage d'un trou a pour effet d'améliorer la vie en fatigue propagation du matériau à cause du ralentissement de l'extension de la fissure initiée à ce trou, par rapport au cas d'un trou non-écroui. Les résultats expérimentaux ont permis d'évaluer le facteur d'amélioration de vie en propagation, en termes de la contrainte nominale maximum, pour un trou écroui transmettant 100% de la charge appliquée dans des échantillons d'alliages d'aluminium Al 2024-T351 et Al 7475-T7351.

Il est à noter que des problèmes de contrôle du chargement cyclique ont été rencontrés lors de certains essais. En effet, l'échantillon 2024-CW-1C a été endommagé par une charge excessive, ce qui a forcé l'interruption de l'essai. Par ailleurs, les échantillons 7475-CW-1A, 7475-CW-2B et 7475-CW-3B ont subi des surcharges sans être endommagés; ces surcharges ont cependant pour effet de donner des résultats quelque peu erronés et, par conséquent, ces derniers ne seront donc pas inclus dans les analyses.

a) Diagrammes de fatigue

Les figures 4.1 et 4.2 présentent la contrainte nominale maximum en fonction du nombre de cycles à la rupture (N_f) pour chaque échantillon en échelles semi-logarithmiques; les données expérimentales sont rapportées à l'annexe D. On constate que pour une contrainte donnée, les échantillons de l'alliage Al 2024-T351 ont une vie plus longue que ceux de l'alliage Al 7475-T7351, tant pour le trou non-écroui que pour le trou écroui. Pour chaque matériau, l'écart des vies est moins accentué à un niveau élevé qu'à un faible niveau de contrainte. Par exemple, pour les plaques ayant un trou non-écroui, le rapport des vies de ces deux alliages est de 2,40 à $\sigma_{nn} \max = 87$ MPa et 1,28 à $\sigma_n \max = 145$ MPa; pour les plaques ayant un trou écroui, les rapports de vies à ces deux niveaux de contraintes sont un peu plus faibles, soit 2,02 et 1,18, respectivement.

Les figures 4.1 et 4.2 présentent aussi les courbes moyennes tracées à partir des points expérimentaux. Les équations de ces courbes sont les suivantes :

$$\sigma_{nn} \max = C_1 \log N_f + C_2 \quad (4.2)$$

où C_1 et C_2 sont des constantes dont les valeurs sont données dans le tableau 4.2

Tableau 4.2 Valeurs des constantes dans l'équation 4.2

| Alliages | Caractéristiques du trou | C_1 | C_2 |
|---------------|--------------------------|--------|-------|
| Al 2024-T351 | Trou non-écroui | -77,4 | 473,2 |
| | Trou écroui | -38,2 | 322,4 |
| Al 7475-T7351 | Trou non-écroui | -121,1 | 645,3 |
| | Trou écroui | -45,1 | 351,1 |

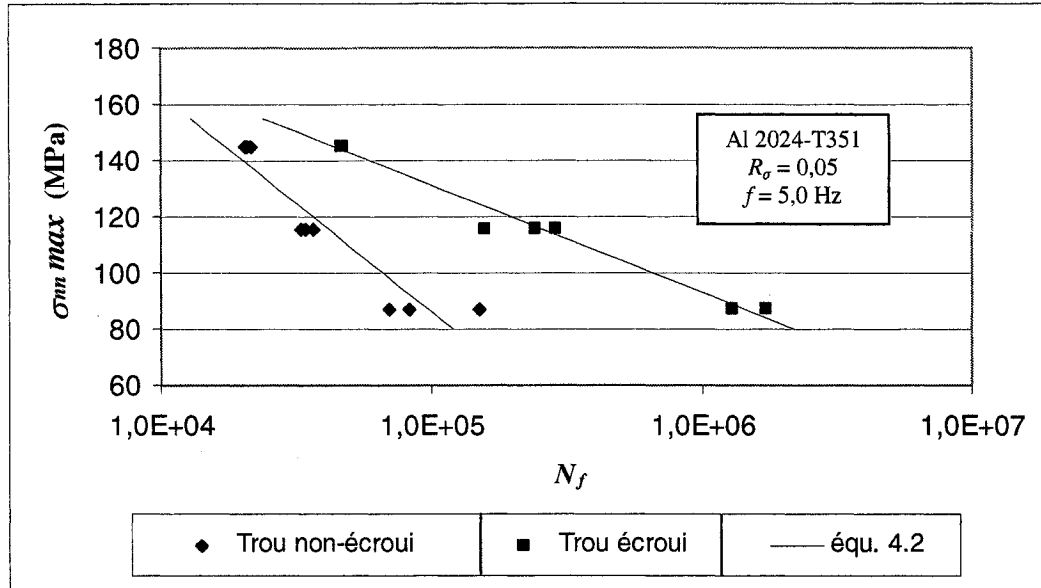


Figure 4.1 Vie en fatigue propagation des échantillons avec trou non-écroui ou écroui à 3,58% (Al 2024-T351)

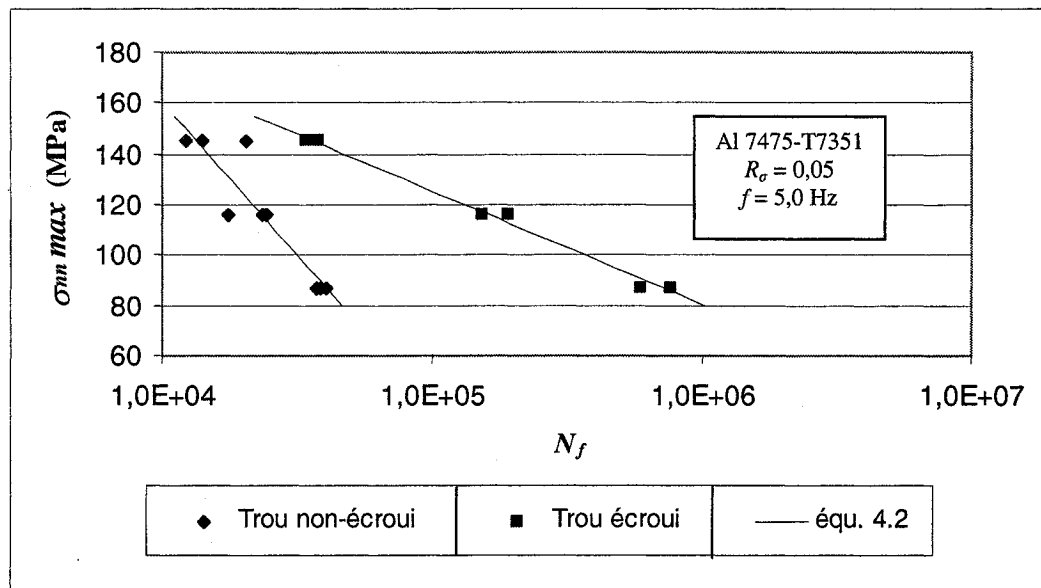


Figure 4.2 Vie en fatigue propagation des échantillons avec trou non-écroui ou écroui à 3,58% (Al 7475-T7351)

L'intervalle de validité de l'équation empirique (4.2) peut raisonnablement être extrapolé jusqu'à 80 MPa comme limite inférieure et jusqu'à 155 MPa comme limite supérieure.

b) Facteur d'amélioration de vie (FAV)

Le tableau 4.3 donne les vies et le facteur d'amélioration de vie (FAV : rapport entre la vie de l'échantillon ayant un trou écroui et celle ayant un trou non-écroui, pour un niveau de contrainte donné) obtenus à partir de l'équation (4.2).

Tableau 4.3 Facteur d'amélioration de vie (FAV) pour un trou écroui à 3,58%

| Alliages | σ_{nn} max (MPa) $R_\sigma = 0,05$ | N_f (Trou non-écroui) | N_f (Trou écroui) | FAV |
|---------------|--|----------------------------|------------------------|------|
| Al 2024-T351 | 87 | 97 640 | 1 453 100 | 14,9 |
| | 116 | 41 200 | 253 010 | 6,1 |
| | 145 | 17 390 | 44 050 | 2,5 |
| Al 7475-T7351 | 87 | 40 760 | 717 580 | 17,4 |
| | 116 | 23 480 | 163 250 | 6,9 |
| | 145 | 13 520 | 37 140 | 2,7 |

La figure 4.3 illustre la variation du FAV en fonction de σ_{nn} max ; dans cette figure, les valeurs expérimentales en se basant sur les vies moyennes correspondant aux trois niveaux de contraintes cycliques considérés ont été ajoutées (représentées par les points). On constate que, dans tous les cas, plus le niveau de contrainte cyclique est élevé, plus le facteur d'amélioration de vie est faible. De plus, le FAV pour l'alliage Al 7475-T7351 est légèrement supérieur à celui de l'alliage Al 2024-T351 pour la gamme des contraintes étudiées. L'écart de ces facteurs diminue avec une augmentation du niveau de contrainte ; à la contrainte σ_{nn} max = 145 MPa, les facteurs d'amélioration de vie de deux alliages sont pratiquement identiques, soit d'environ 2,5.

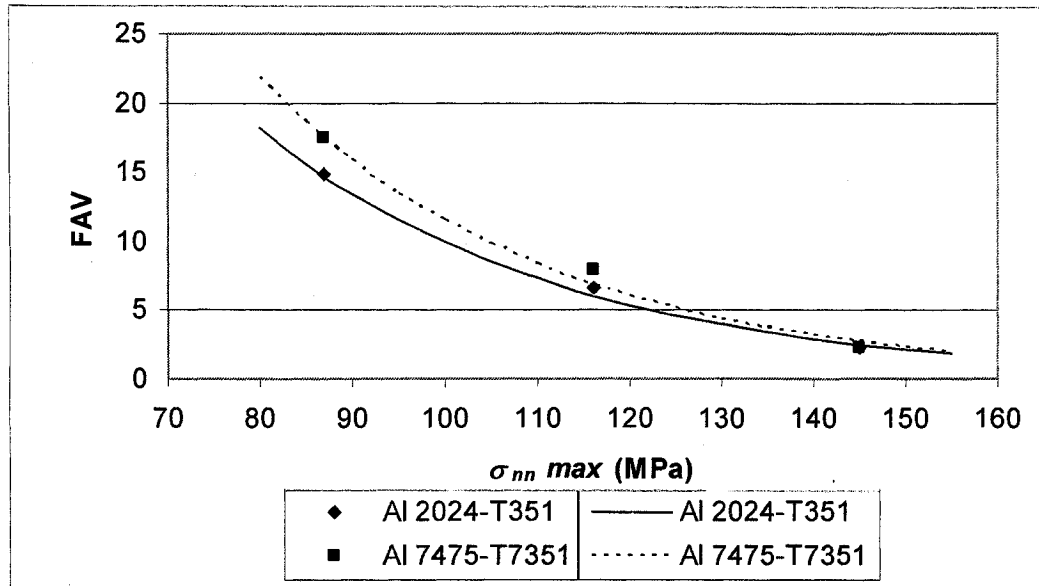


Figure 4.3 FAV exprimé en termes de $\sigma_{nn} \text{ max}$ pour des plaques en alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351, trouées et écrouies à 3,58%

Le FAV, exprimé en termes de la contrainte adimensionnelle $\sigma_{nn} \text{ max}/S_u$, est montré à la figure 4.4. On voit que les caractéristiques d'amélioration de vie du trou écroui de ces deux alliages peuvent être représentées raisonnablement par une courbe unique décrite par l'équation empirique suivante ($0,16 \leq \sigma_{nn} \text{ max}/S_u \leq 0,33$):

$$\text{FAV} = 596,0 (\sigma_{nn} \text{ max}/S_u)^2 - 404,0 (\sigma_{nn} \text{ max}/S_u) + 70,2 \quad (4.3)$$

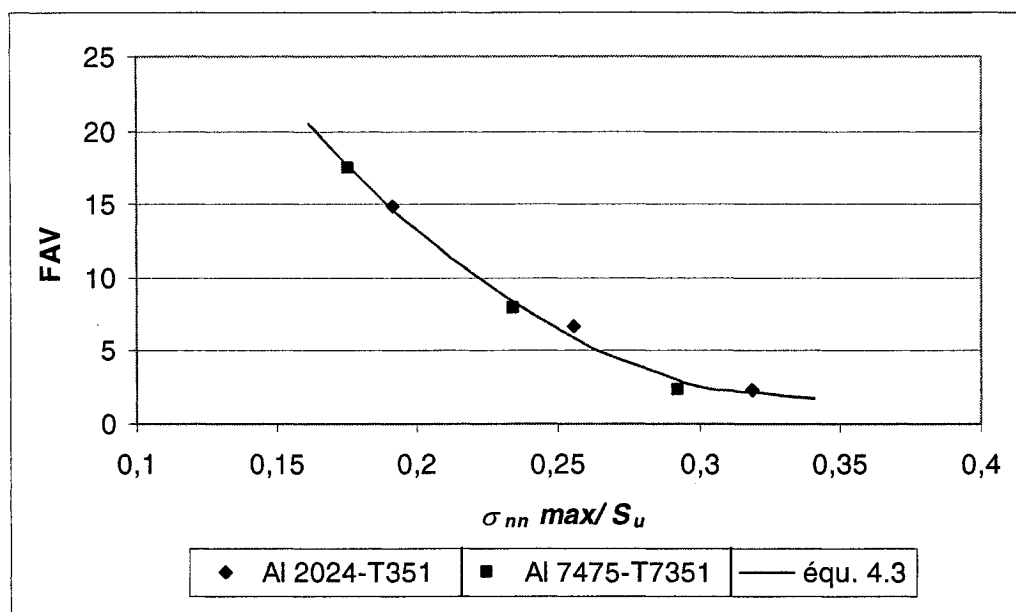


Figure 4.4 FAV exprimé en termes de la contrainte adimensionnelle $\sigma_{nn} \text{ max} / S_u$

4.1.3 Évolution de la taille des fissures au cours du chargement cyclique

Les figures 4.5 et 4.6 présentent typiquement le portrait d'évolution de la longueur des fissures mesurées (fissure primaire et fissure secondaire) sur les échantillons de l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au niveau de contrainte cyclique 3; ce sont des fissures qui progressent sur les faces de la plaque et sur la paroi du trou. Au cours du chargement, toutes les longueurs des fissures ont été mesurées selon la procédure de ressuage décrite à la section 2.6, à l'exception des valeurs finales de a_1 , c_1 , a_2 et c_2 : ces dernières ont été mesurées par l'examen du faciès de l'échantillon après la rupture.

Il a été observé que, lors des essais, la fissure se propageait toujours dans le plan perpendiculaire à la charge au niveau de l'entaille (i.e. dans la continuité de l'entaille initiale) jusqu'à la rupture finale. Ce comportement démontre que l'effet de cisaillement plan sur la propagation (mode II) est négligeable puisque s'il en était autrement, la fissure bifurquerait au cours de sa propagation.

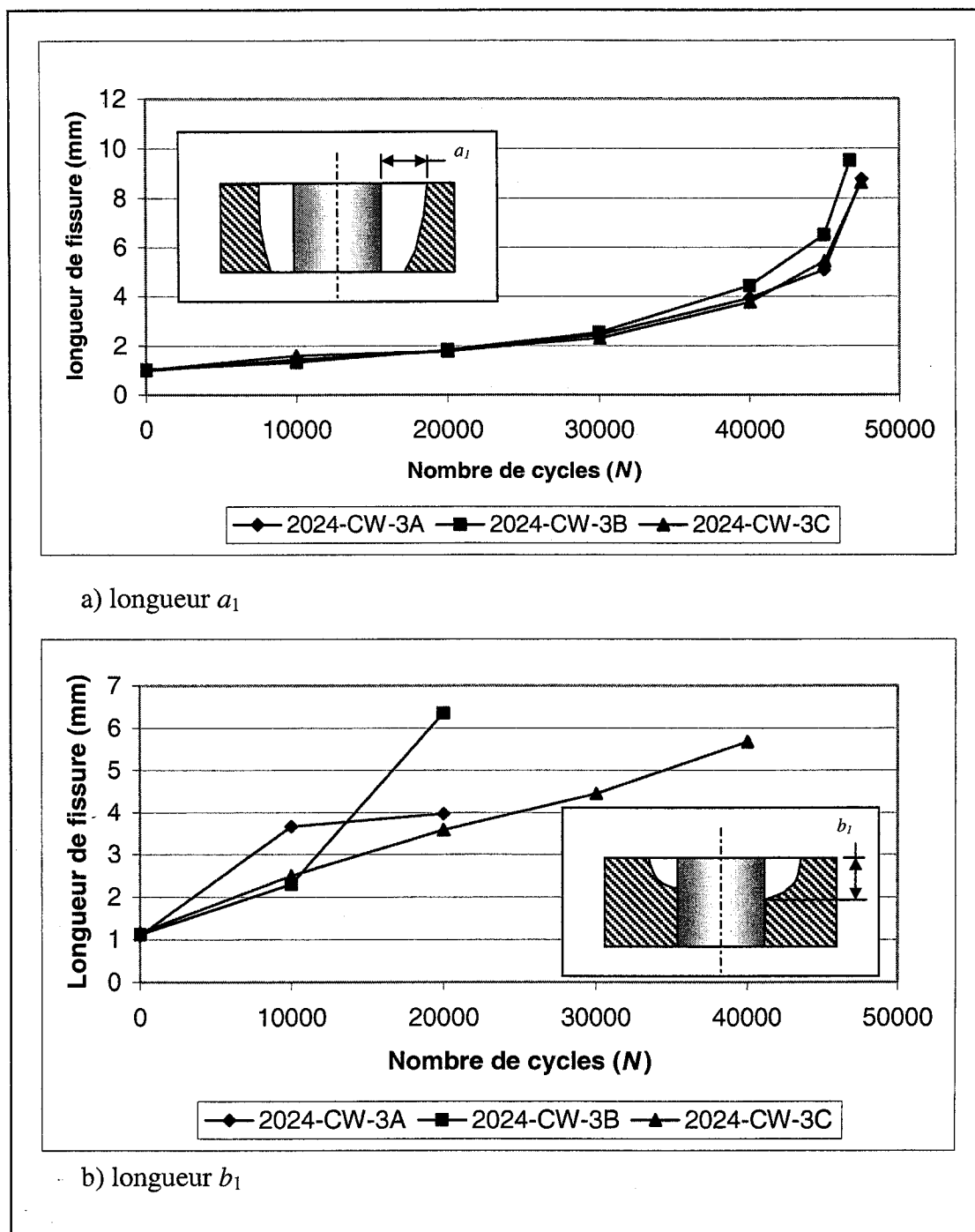


Figure 4.5 Propagation de la fissure primaire dans l'échantillon en alliage Al 2024-T351 avec trou écroûi, soumis au niveau de chargement 3

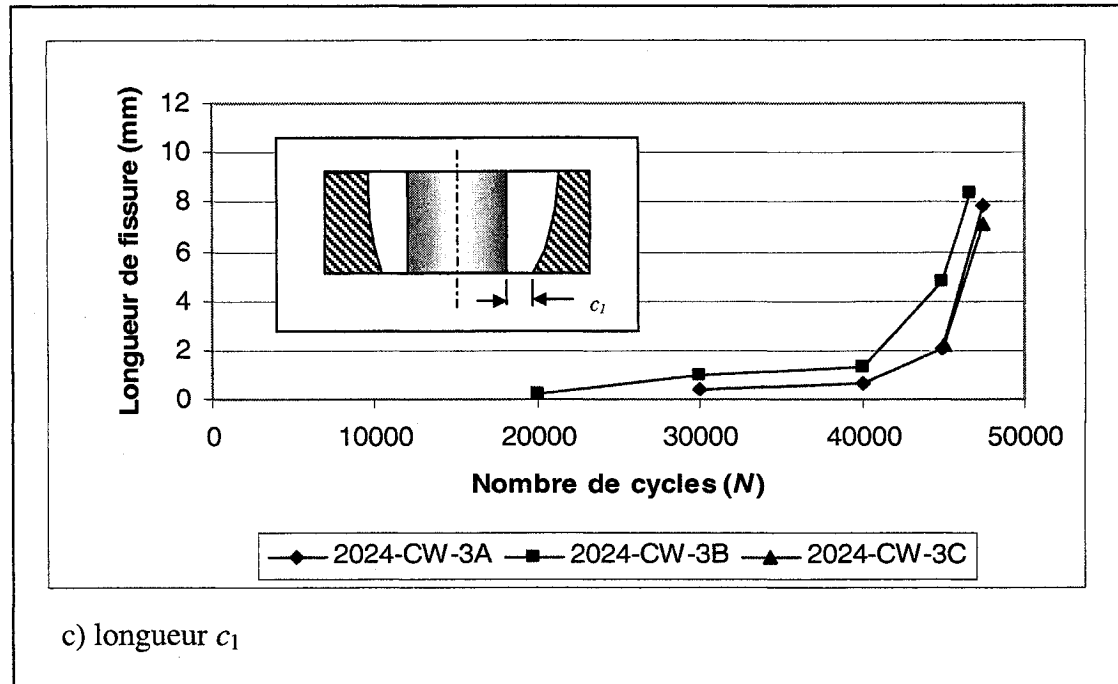


Figure 4.5 (suite) Propagation de la fissure primaire dans l'échantillon en alliage Al 2024-T351 avec trou écroui, soumis au niveau de chargement 3

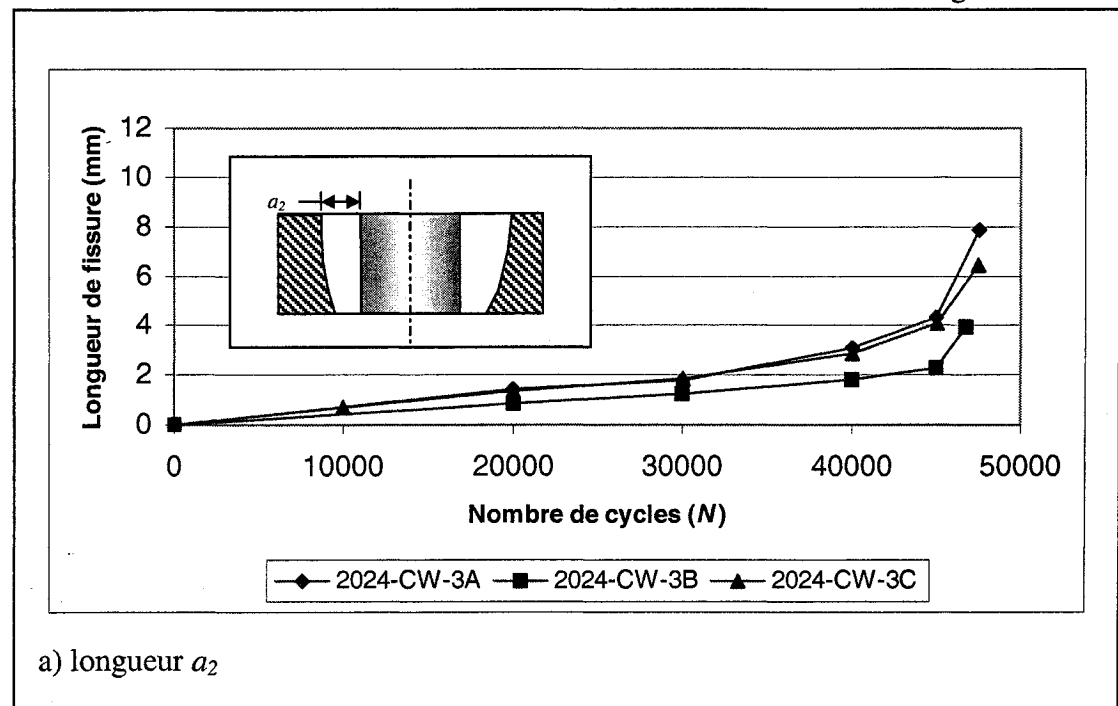


Figure 4.6 Propagation de la fissure secondaire dans l'échantillon en alliage Al 2024-T351 avec trou écroui, soumis au niveau de chargement 3

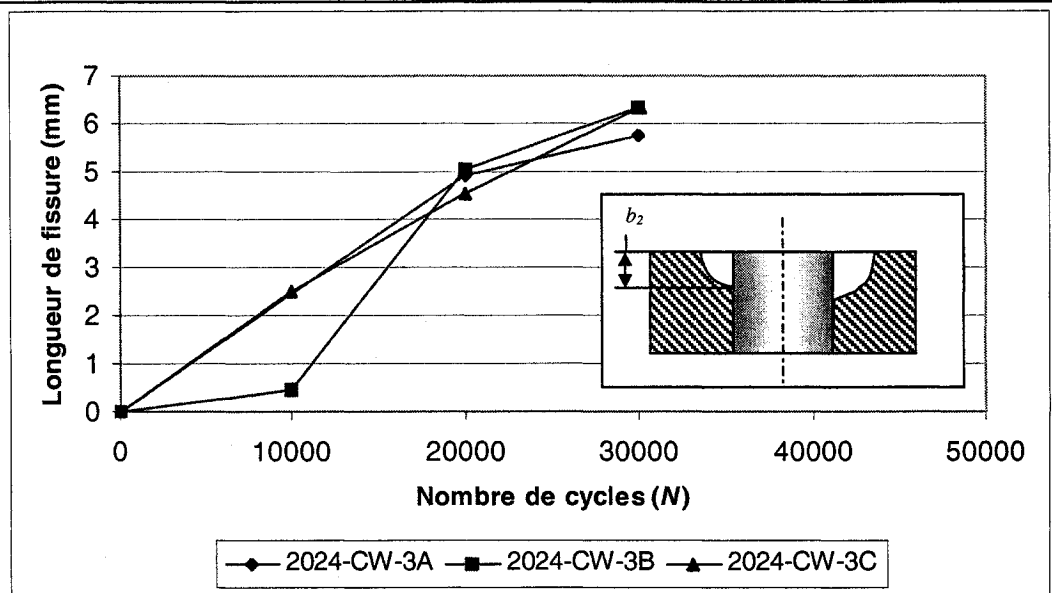
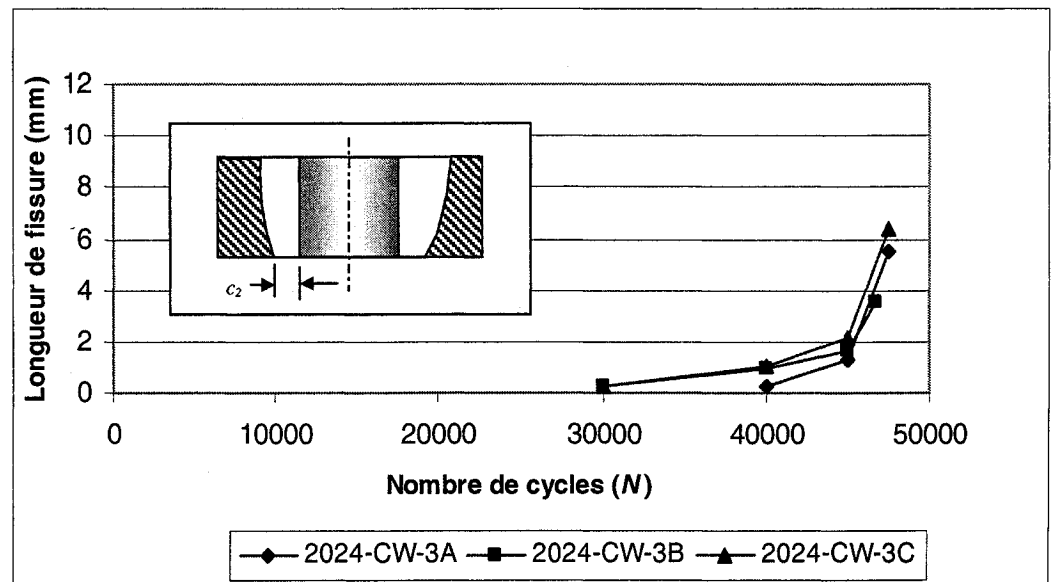
b) longueur b_2 c) longueur c_2

Figure 4.6 (suite) Propagation de la fissure secondaire dans l'échantillon en alliage Al 2024-T351 avec trou écroui, soumis au niveau de chargement 3

La figure 4.5 décrit typiquement la progression de la fissure primaire avec ses valeurs initiales de a_1 et b_1 de 1,0 mm, ce qui correspond aux dimensions originales de l'entaille. On remarque tout d'abord que la fissure primaire se propage plus rapidement le long de la paroi du trou (b_1) que sur la face d'entrée du mandrin (a_1). Lorsque la longueur b_1 a atteint l'épaisseur de l'échantillon, la fissure primaire commence à se propager sur la face de sortie du mandrin (c_1); la fissure devient alors traversante et se propage avec un front oblique durant une grande partie de la vie de l'échantillon. Le degré d'obliquité, défini par $(a_1 - c_1)/t$, tend à augmenter au fur et à mesure que la longueur de la fissure devient importante. Par exemple, pour l'échantillon 2024-CW-3A, ce degré est égal à $(2,4 - 0,5)/6,35 = 0,3$ à 3×10^4 cycles et devient 0,5 après une application de 4×10^4 cycles.

La figure 4.6 décrit la progression de la fissure secondaire pour un cas typique. On remarque en premier lieu que la fissure secondaire est amorcée peu de temps après le début du chargement cyclique. La période d'initiation de la fissure secondaire représente moins de 20% de la vie totale de l'échantillon. Par la suite, le comportement de la fissure secondaire pendant sa vie en fatigue-propagation est comparable à celui de la fissure primaire, tel que décrit plus haut.

L'évolution des longueurs des fissures mesurées aux deux faces (a_1, c_1, a_2, c_2) est tout d'abord lente et régulière puis elle s'accélère jusqu'à la rupture finale. En particulier, les petites fissures correspondant à la fin de la période d'initiation (longueur des fissures inférieure à 0,5 mm) ne sont pas faciles à détecter, comme en témoignent les données expérimentales montrées à la figure 4.5c. Le portrait de l'évolution des longueurs de la fissure mesurées à la paroi du trou (b_1, b_2) est moins régulier. Cette situation peut être due en partie à la difficulté d'identifier correctement le bout de la fissure, ce qui rend possiblement certaines des longueurs mesurées inexactes. Les courbes de propagation pour les autres essais sont présentées à l'annexe E.

4.1.4 Caractéristiques du faciès de rupture

Le faciès de rupture décrit la trace laissée par la progression du front de la fissure et ultimement, par la rupture finale de l'échantillon. La figure 4.7 montre le schéma de deux caractéristiques principales des faciès de rupture rencontrés lors des essais effectués pour ce projet : type A et type B. Il est utile de décrire ici de façon succincte chacun des types de rupture. La fissuration par fatigue est la progression graduelle (cycle après cycle) du front de fissure au cours du chargement cyclique et la rupture par clivage est associée à une propagation brutale de la fissure qui se produit lorsque le facteur d'intensité de contrainte atteint sa valeur critique (K_C). On utilise aussi le terme rupture fragile pour décrire la rupture par clivage puisqu'il y a très peu de déformation plastique; par contre, la rupture ductile se produit lorsque la contrainte nominale dépasse significativement la limite d'écoulement de l'alliage. Dans la majorité des cas présents, la rupture ductile est due à une combinaison de traction et de flexion qui résulte en une rotule plastique dans un des ligaments de l'échantillon. Cette rotule peut se produire dans le ligament contenant l'entaille (type B) aussi bien que dans l'autre ligament (type A). La déformation plastique y est donc importante et cette caractéristique se manifeste par une augmentation appréciable de l'épaisseur au bord de l'échantillon, comme l'illustre la figure 4.7.

a) Faciès de rupture

Dans tous les cas, le faciès de rupture a révélé l'évolution d'une fissure diamétrale (fissure primaire et fissure secondaire) avec deux fronts obliques. La figure 4.8 montre typiquement les faciès de deux types de rupture : l'échantillon 7475-NCW-1C (type A) et l'échantillon 7475-CW-1C (type B). On y distingue clairement l'état relativement luisant des zones de fissuration par fatigue ainsi que l'augmentation d'épaisseur dans la zone de rupture ductile. La figure 4.9 illustre schématiquement une évolution typique des fronts de fissure jusqu'à la rupture finale. Cette évolution est basée sur les mesures

effectuées pendant l'essai pour l'échantillon 7475-NCW-1C. La fissure primaire (qui débute à partir de l'entaille initiale) prend la forme d'une fissure coin elliptique, puis devient une fissure traversante oblique. La fissure secondaire est de type coin elliptique dès la première mesure ($N = 2 \times 10^4$ cycles); elle se transforme ensuite en fissure traversante oblique. La fissure secondaire se propage plus rapidement sur la paroi du trou que sur la face d'entrée du mandrin, comme c'est le cas de la fissure primaire.

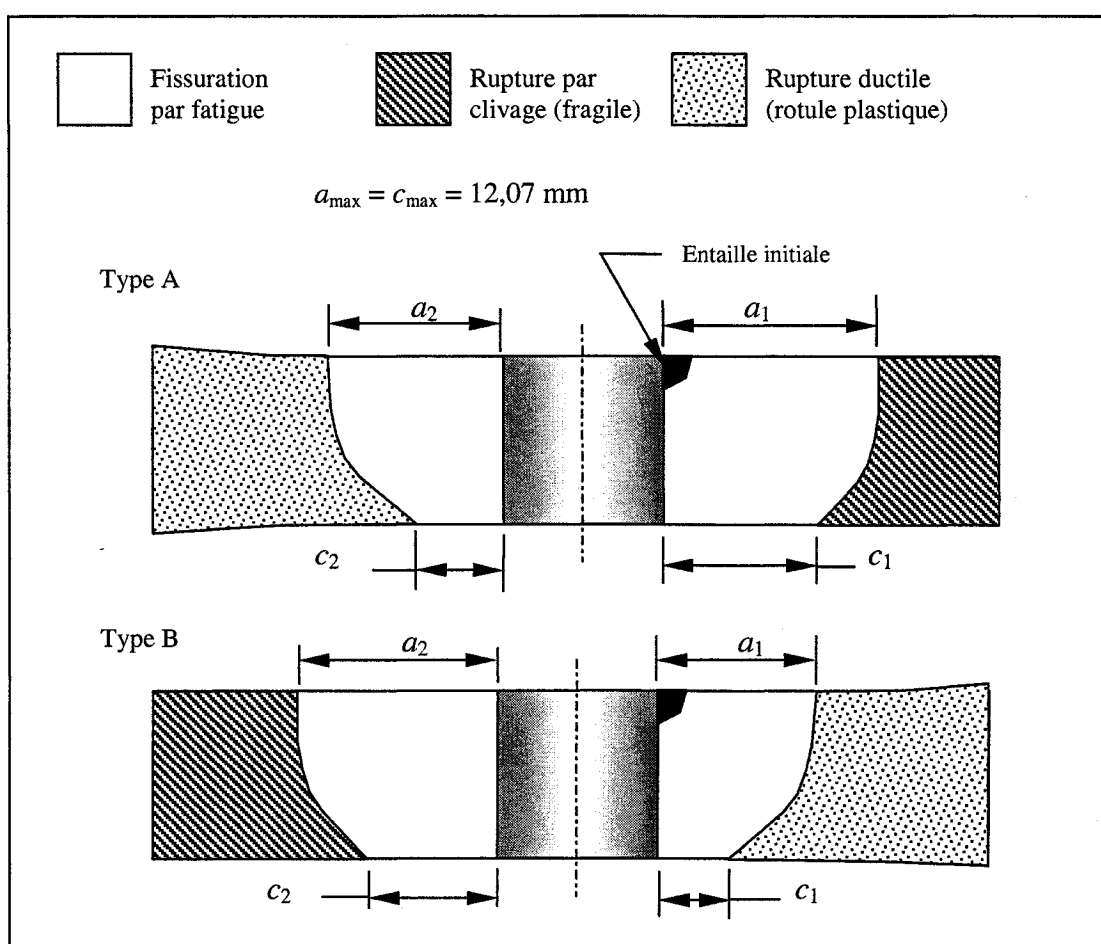


Figure 4.7 Schématisation de deux types de faciès de rupture : type A et type B

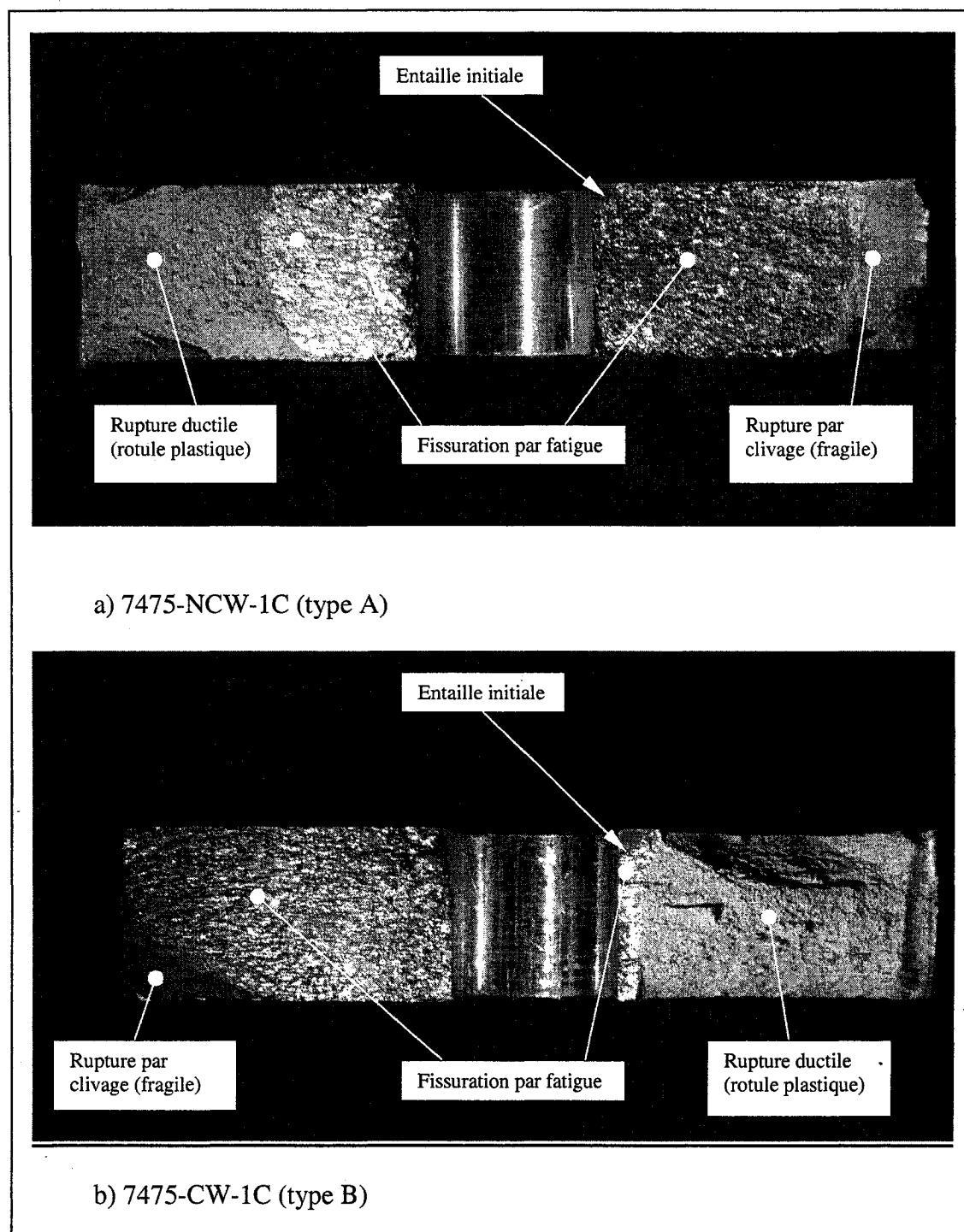


Figure 4.8 Illustration typique des faciès de rupture

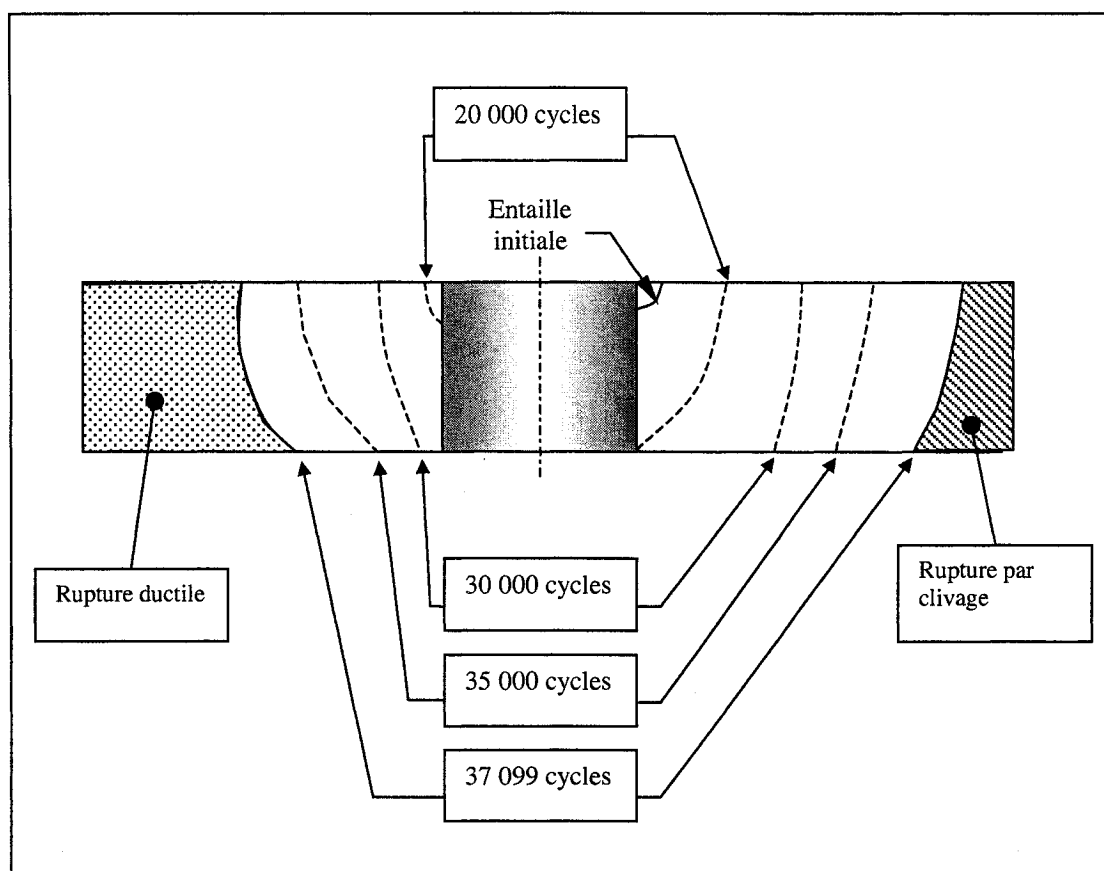


Figure 4.9 Évolution typique des fronts de fissure en fatigue (7475-NCW-1C)

Le tableau 4.4 donne un résumé sur les dimensions et les types de faciès de rupture pour les échantillons testés. On remarque que la rupture par clivage se produit toujours dans le ligament où la zone de fissuration par fatigue est plus étendue, comme prévu. Cette observation est tout à fait normale car le facteur d'intensité de contrainte associé à cette fissure atteint sa valeur critique (K_C) au côté du ligament où la fissure par fatigue est plus longue. Après la rupture par clivage de la section restante du ligament, la section restante du ligament opposé est soumise à une combinaison de traction et de flexion, ce qui provoque une rupture sous l'effet d'une rotule plastique.

| Trou non-écroui | | | | | | Trou écroui | | | | | |
|-----------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------|------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------|
| Échantillon | Dimension (mm) | | | | Type de faciès* | Échantillon | Dimensions (mm) | | | | Type de faciès* |
| | <i>a</i> ₁ | <i>c</i> ₁ | <i>a</i> ₂ | <i>c</i> ₂ | | | <i>a</i> ₁ | <i>c</i> ₁ | <i>a</i> ₂ | <i>c</i> ₂ | |
| 2024-NCW-1A | 10,38 | 9,14 | 7,87 | 6,47 | A | 2024-CW-1A | 1,95 | 0,86 | 10,82 | 10,54 | B |
| 2024-NCW-1B | 9,44 | 9,11 | 9,90 | 9,27 | B | 2024-CW-1B | 5,46 | 5,28 | 10,13 | 9,65 | B |
| 2024-NCW-1C | 11,32 | 9,42 | 4,42 | 2,92 | A | 2024-CW-1C ** | ---- | ---- | ---- | ---- | ---- |
| 2024-NCW-2A | 10,36 | 10,03 | 1,34 | 1,00 | A | 2024-CW-2A | 10,38 | 7,77 | 3,04 | 1,57 | A |
| 2024-NCW-2B | 10,49 | 9,75 | 2,00 | 1,55 | A | 2024-CW-2B | 7,08 | 7,08 | 9,29 | 8,48 | B |
| 2024-NCW-2C | 9,34 | 9,24 | 4,82 | 4,19 | A | 2024-CW-2C | 10,92 | 8,20 | 7,56 | 2,00 | A |
| 2024-NCW-3A | 9,67 | 7,77 | 3,42 | 2,76 | A | 2024-CW-3A | 8,76 | 7,89 | 7,87 | 5,53 | A |
| 2024-NCW-3B | 9,52 | 8,89 | 2,31 | 1,00 | A | 2024-CW-3B | 9,53 | 8,33 | 3,93 | 3,50 | A |
| 2024-NCW-3C | 9,29 | 9,29 | 4,29 | 3,45 | A | 2024-CW-3C | 8,63 | 7,11 | 6,45 | 6,40 | A |
| 7475-NCW-1A | 9,53 | 8,76 | 10,80 | 8,45 | B | 7475-CW-1A ** | ---- | ---- | ---- | ---- | ---- |
| 7475-NCW-1B | 11,00 | 10,21 | 9,16 | 8,05 | A | 7475-CW-1B | 1,96 | 0,75 | 12,07 | 8,12 | B |
| 7475-NCW-1C | 10,77 | 9,32 | 6,73 | 5,15 | A | 7475-CW-1C | 1,72 | 0,89 | 12,07 | 6,65 | B |
| 7475-NCW-2A | 10,56 | 9,88 | 4,52 | 2,16 | A | 7475-CW-2A | 9,34 | 7,06 | 10,00 | 7,56 | B |
| 7475-NCW-2B | 9,62 | 9,16 | 6,55 | 5,84 | A | 7475-CW-2B ** | ---- | ---- | ---- | ---- | ---- |
| 7475-NCW-2C | 10,24 | 9,98 | 3,48 | 3,48 | A | 7475-CW-2C | 11,07 | 9,22 | 6,14 | 1,40 | A |
| 7475-NCW-3A | 9,90 | 8,43 | 5,00 | 4,26 | A | 7475-CW-3A | 9,88 | 8,73 | 8,73 | 7,16 | A |
| 7475-NCW-3B | 10,66 | 9,80 | 3,07 | 2,82 | A | 7475-CW-3B ** | ---- | ---- | ---- | ---- | ---- |
| 7475-NCW-3C | 9,90 | 8,40 | 5,81 | 4,39 | A | 7475-CW-3C | 9,16 | 8,48 | 5,74 | 3,65 | A |

* Référence : Figure 4.7

** Échantillon surchargé (résultats exclus de la compilation pour fin d'analyse)

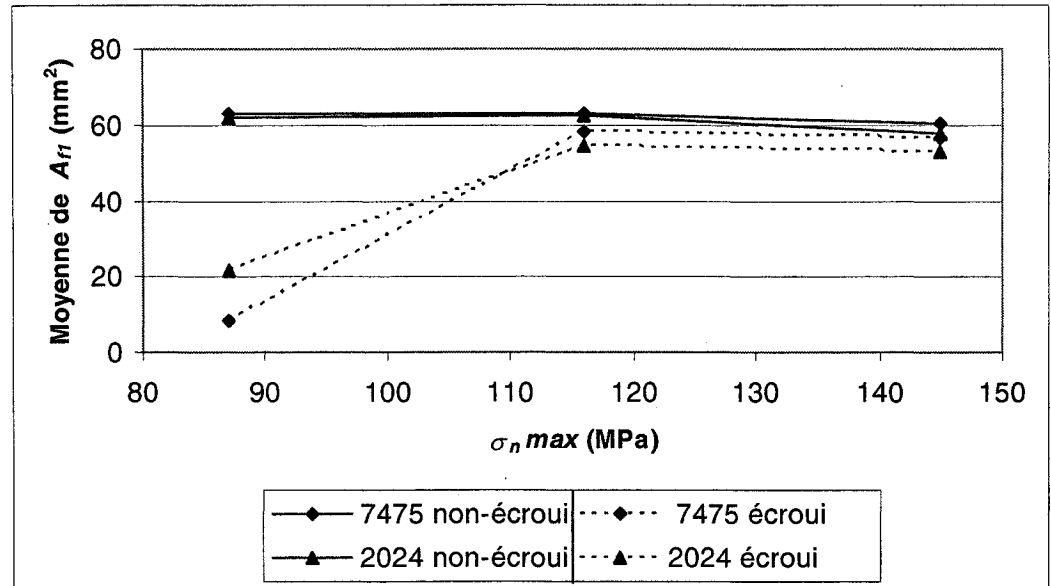
b) Surface de fissuration par fatigue

La figure 4.10 présente les valeurs moyennes des sections de la zone de propagation de la fissure primaire (A_{f1}) et de la fissure secondaire (A_{f2}) au moment de la rupture finale en fonction de $\sigma_{nn} \text{ max}$. Ces valeurs sont obtenues approximativement par les équations suivantes, en utilisant les données du tableau 4.4:

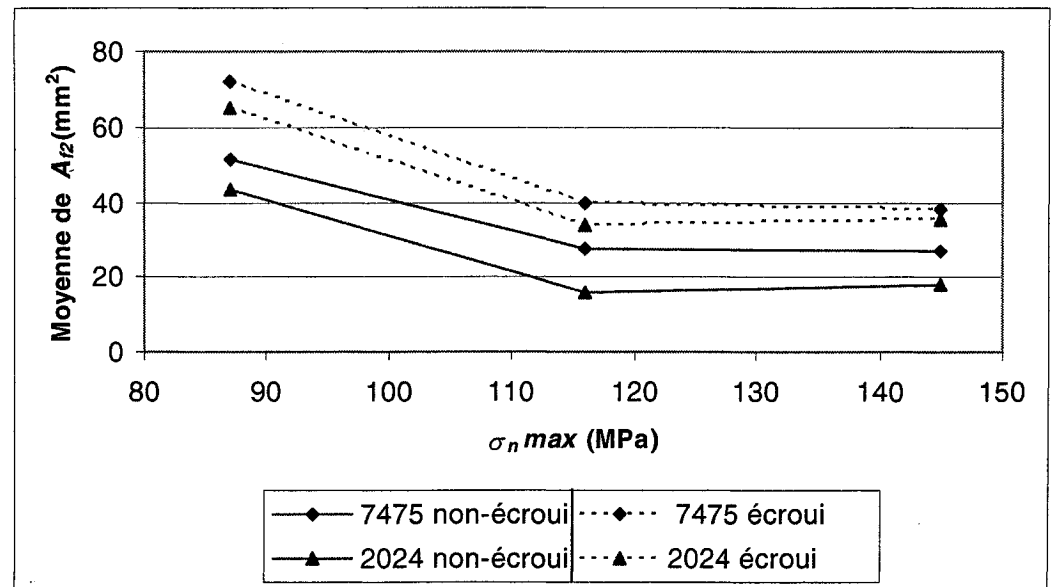
$$A_{f1} = \frac{a_1 + c_1}{2} \times t \quad (4.4a)$$

$$A_{f2} = \frac{a_2 + c_2}{2} \times t \quad (4.4b)$$

Pour les échantillons ayant un trou non-écroui, la valeur moyenne A_{f1} ne dépend que légèrement du niveau de la contrainte appliquée (figure 4.10a); de plus, elle est toujours supérieure à la valeur moyenne de A_{f2} (figure 4.10b). Cela s'explique par le fait que la fissure primaire est déjà initiée au tout début de l'essai par l'entaille alors que la fissure secondaire n'est amorcée que plus tard. La surface de propagation de la fissure primaire (A_{f1}) est relativement constante pour les deux alliages. La section finale de la fissure primaire ne semble donc pas être influencée par le niveau de la charge. Par contre, la section finale de la fissure secondaire (A_{f2}) varie de manière inversement proportionnelle au niveau du chargement, et ce pour $\sigma_{nn} \text{ max} \leq 116 \text{ MPa}$; par contre, elle semble relativement constante pour $116 \leq \sigma_{nn} \text{ max} \leq 145 \text{ MPa}$. On peut donc conclure que, pour le trou non-écroui, puisque la fissure primaire se propage plus lentement lorsque $\sigma_{nn} \text{ max} = 87 \text{ MPa}$, la fissure secondaire aura plus de temps pour s'initier et se propager. On observe aussi que les valeurs moyennes de A_{f1} et A_{f2} pour l'alliage Al 7475-T7351 sont supérieures à celles de l'alliage Al 2024-T351. Cela s'explique par le fait que le premier matériau a une ténacité à la rupture supérieure à celle du second, tel que vu à la section 2.1.3.



a) Fissure primaire



b) Fissure secondaire

Figure 4.10 Moyenne des sections des fissures primaire (A_{f1}) et secondaire (A_{f2}) au moment de la rupture finale, en fonction de $\sigma_{nn} \text{ max}$

Dans le cas des échantillons avec un trou écroui, la valeur moyenne de A_{f1} est supérieure à celle de A_{f2} pour l'intervalle $116 \leq \sigma_{nn} \max \leq 145$ MPa, comme pour le cas du trou non-écroui. Toutefois, l'écart entre la valeur moyenne de A_{f1} et celle de A_{f2} a diminué par rapport à celui associé au trou non-écroui. Cette situation s'explique par le fait que, pour le trou écroui, le taux d'extension de la fissure primaire subit un ralentissement maximum lorsque son extrémité atteint la zone de compression maximum et, ainsi, la fissure secondaire a plus de temps pour s'initier et, ensuite, se propager. À l'intérieur de l'intervalle de $87 \leq \sigma_{nn} \max < 116$ MPa, pour les échantillons ayant un trou écroui, la valeur A_{f1} devient inférieure à la valeur A_{f2} , ce qui signifie que la fissure secondaire rattrape, puis dépasse la fissure primaire. Les échantillons 2024-CW-1A, 7475-CW-1B et 7475-CW-1C (figure 4.8b) représentent des cas extrêmes où la fissure primaire semble s'être arrêtée momentanément pendant que la fissure secondaire continue à se propager. On peut tenter d'expliquer ce phénomène par l'hypothèse selon laquelle, pour le trou écroui, l'entaille initiale (considérée comme une fissure dont les lèvres ne sont pas en contact l'une avec l'autre) crée une discontinuité du champ de contraintes résiduelles, ce qui pourrait entraîner une augmentation locale de la compression dans le matériau à l'extrémité de l'entaille. Ainsi, la fissure primaire serait encore plus ralentie par cette augmentation de la compression et, pour un chargement cyclique plus faible ($\sigma_{nn} \max = 87$ MPa), elle pourrait même être momentanément en état stationnaire.

4.2 Calcul de vie en propagation

Dans cette section, le calcul de vie en fatigue propagation des plaques ayant un trou central est effectué à l'aide du logiciel NASGRO 5.0. Pour les plaques ayant un trou écroui, le logiciel tient compte de l'effet du champ de contraintes obtenu par la méthode des éléments finis au chapitre 3. En premier lieu, le logiciel NASGRO 5.0 et son fonctionnement sont présentés, puis la méthodologie de calcul est expliquée. Les résultats obtenus concernant les vies en propagation sont ensuite présentés et comparés aux données expérimentales déjà discutées à la section 4.1.

4.2.1 Logiciel NASGRO

Le logiciel NASGRO 5.0 (2006) est une procédure numérique destinée à effectuer l'analyse en fatigue initiation et en fatigue propagation; il a été développé par le Johnson Space Center (Houston, TX) de la NASA et commercialisé par le Southwest Research Institute (San Antonio, TX). Ce logiciel a été choisi parce qu'il est couramment utilisé dans l'industrie aéronautique, notamment chez Bombardier Aéronautique. Pour effectuer les calculs décrits dans cette section, le logiciel a été installé sur une plateforme PC, dans l'environnement Windows. Son utilisation est simplifiée par l'organisation et le concept de menus. Il offre une vaste librairie de modèles du facteur β et de fonctions de poids pour divers types de chargements et de géométries, ainsi qu'une large éventail de propriétés pour différents types d'alliages métalliques (principalement, les alliages d'aluminium, les aciers, les alliages de titane) et de plusieurs conditions d'environnement. L'utilisateur a aussi l'option de préciser ses propres modèles du facteur β et ses propres propriétés de matériaux s'il le désire. Il est aussi possible de spécifier un chargement cyclique constant ou encore, un chargement cyclique complexe représentant la condition de service d'un aéronef. Plusieurs modèles de propagation de fissure, en tenant compte de l'effet d'interaction des charges (retardation ou accélération) sont aussi disponibles, notamment celui de Willenborg généralisé, de

Willenborg modifié, de Walker-Chang-Willenborg et également celui de NASGRO développé spécifiquement pour ce logiciel. Les résultats obtenus à l'aide du logiciel NASGRO peuvent être mis sous forme de graphique (e.g. courbes de propagation de fissure en fonction du nombre de cycles appliqué) ou sous forme tabulaire pour importation dans un chiffrier comme Excel. Les parties utilisées du logiciel dans le cadre de ce projet ne représentent qu'une fraction de la capacité d'analyse de problème de fissuration de NASGRO.

4.2.2 Données nécessaires pour le logiciel NASGRO

Dans cette section, les options et les données à fournir pour effectuer les calculs de vie exécutés par le logiciel NASGRO sont présentées.

a) Modèles de propagation utilisés

Puisque l'amplitude du chargement cyclique appliqué aux échantillons est constante, un modèle tenant compte de la retardation ou de l'accélération n'est pas nécessaire. Les caractéristiques en propagation des fissures dans les alliages considérés sont représentés par les courbes $da/dN - \Delta K$ illustrées à la figure 4.11. Ces courbes sont valides à la température ambiante pour la propagation de la fissure suivant la direction $L-T$ et pour un rapport de contrainte cyclique $R_\sigma = 0,05$; elles sont incluses dans la librairie de NASGRO. Les données de l'alliage Al 2024-T351 sont compilées à partir de plusieurs publications (Schra, 1984; Wanhill, 1988; Dawicke, 1989; Liu, 1978; Cervay, 1982) tandis que celles de l'alliage Al 7475-T7351 sont obtenues à partir des travaux de Zhang (1987). On constate que, pour les faibles valeurs de ΔK , l'alliage Al 7475-T7351 a une vitesse de propagation da/dN plus élevée que celle de l'alliage Al 2024-T351. Cette tendance s'inverse lorsque la valeur de ΔK est supérieure à $800 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ ($25,3 \text{ MPa m}^{1/2}$).

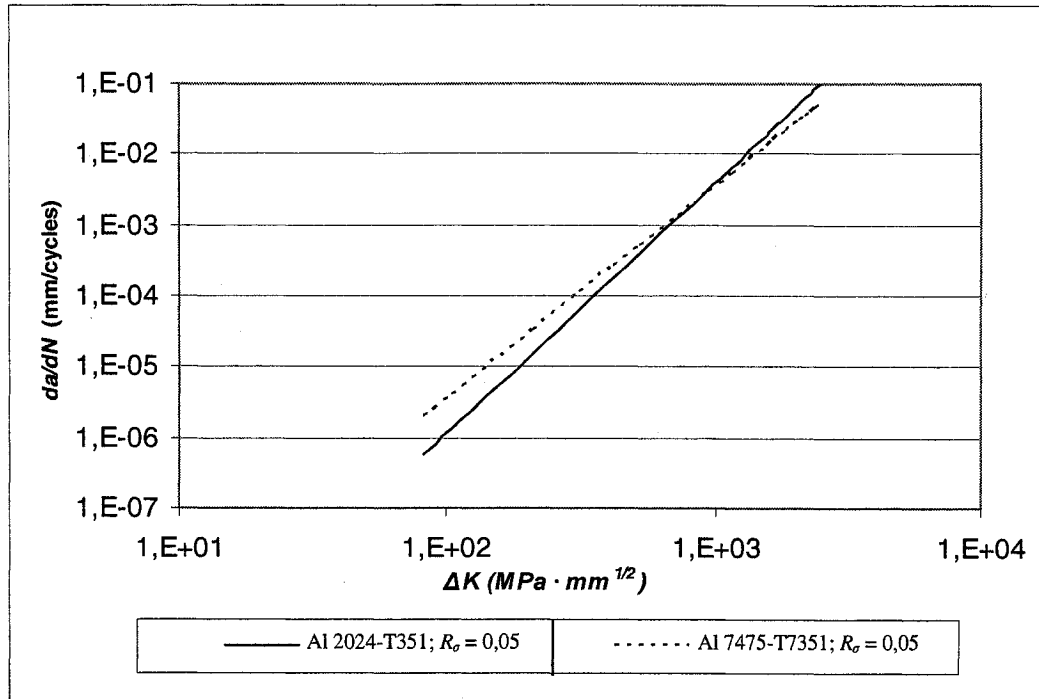


Figure 4.11 Caractéristiques de propagation de fissure pour les alliages Al 2024-T351 & Al 7475-T7351 à température ambiante (L-T)

b) Ténacité à la rupture

Le logiciel NASGRO 5.0 permet de comparer, à chaque cycle, le facteur d'intensité de contrainte maximal ($K_{I,max}$) au facteur d'intensité de contrainte critique (K_C) de l'alliage utilisé afin de déterminer s'il y a rupture fragile (par clivage) selon le critère reconnu par le concept de la mécanique de la rupture. Selon la figure 2.5 (section 2.1.3), les valeurs de K_C utilisées pour une composante ayant une épaisseur de 6,35 mm sont les suivantes :

$$K_C = 2535 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{1/2} \text{ (80,2 MPa}\cdot\text{m}^{1/2}) \text{ pour Al 2024-T351}$$

$$K_C = 2952 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{1/2} \text{ (93,4 MPa}\cdot\text{m}^{1/2}) \text{ pour Al 7475-T7351}$$

c) Chargement cyclique

Pour chaque matériau considéré, les distributions de contraintes cycliques obtenues au chapitre 3 pour les plaques ayant un trou écroui ou un trou non-écroui sont rentrées dans NASGRO sous forme de tableaux qui spécifient la contrainte en fonction de la distance à partir du bord du trou. Pour chaque cas, deux tableaux sont nécessaires : un tableau pour la distribution des contraintes correspondant à la charge cyclique maximum et un autre pour celle correspondant à la charge cyclique minimum.

d) Fonctions de poids utilisées par NASGRO

La fissure radiale coin en quart d'ellipse est représentée par le modèle CC10 caractérisé par une fonction de poids basée sur les travaux de Lee et McLung (2004) et Orynyak (1994, 1995). Cette fonction de poids permet d'appliquer sur le site de la fissure une distribution de contrainte (en mode I seulement) qui varie selon la largeur et selon l'épaisseur de la plaque. La limite inférieure du rapport b/a est de 0,5 (i.e. $0,5 \leq b/a$) et la limite supérieure du rapport b/t est de 0,95 (i.e. $b/t \leq 0,95$). Le modèle CC10 ainsi que la fonction de poids utilisée sont décrits en détails à l'annexe F.

La fissure radiale traversante est représentée par le modèle TC13 utilisé conjointement avec la fonction de poids basée sur les résultats des travaux de Yeh et Mettu (2000). Cette fonction de poids permet d'appliquer sur le site de la fissure une distribution de contrainte (en mode I seulement) qui varie selon la largeur de la plaque seulement. Ce modèle ainsi que la fonction de poids utilisée sont décrits en détails à l'annexe G.

4.2.3 Méthodologie

Dans cette section, les détails des analyses effectuées avec les modèles CC10 et TC13 sont expliqués.

Le logiciel NASGRO 5.0 ne permet pas de modéliser une fissure oblique (figure 1.20a) ou une fissure asymétrique (figure 1.20b). Pour cette raison, dans le cas d'une fissure traversante, la moyenne des longueurs de fissure à la face d'entrée du mandrin (a) et à la face de sortie du mandrin (c) est utilisée. De plus, dans tous les cas, une analyse pour une fissure radiale et pour une fissure diamétrale est faite afin de représenter les deux situations extrêmes. Toutefois, les échantillons testés ont été tous ultimement brisés par une fissure diamétrale.

Le logiciel NASGRO 5.0 ne fait pas automatiquement la transition entre la fissure coin (CC10) et la fissure traversante (TC13). Cette situation exige que l'utilisateur fasse l'analyse en deux étapes : (i) première étape avec CC10 jusqu'à ce que la longueur b atteigne sa valeur maximum ($0,95 \times t$); (ii) seconde étape avec TC13 en utilisant comme longueur initiale la moyenne des longueurs à la face d'entrée du mandrin (a) et à la face de sortie du mandrin (c) obtenues à la fin de la première étape. La valeur de c obtenue à la fin de la première étape étant zéro, la longueur moyenne de la fissure au début de la seconde étape est donc $a/2$.

Le modèle TC13 ne permet pas de faire varier la distribution de contraintes selon l'épaisseur de la plaque. Pour cette raison, la distribution de contrainte à la mi-épaisseur de la plaque est utilisée avec ce modèle.

Il est à souligner que les modèles CC10 et TC13 sont valides pour des fissures radiales seulement et le logiciel NASGRO 5.0 n'offre aucun modèle adapté au cas d'une fissure diamétrale. Ainsi, pour représenter une fissure diamétrale, les corrections de Shah

(équation 1.8) et de Schijve (équation 1.7) sont appliquées aux modèles CC10 et TC13, respectivement.

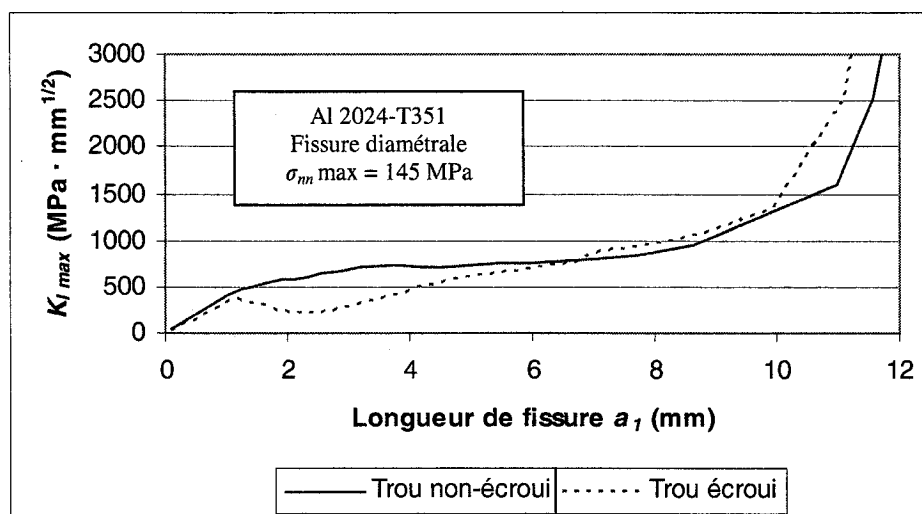
4.2.4 Résultats des calculs de vie en propagation

a) Évolution du facteur d'intensité de contrainte

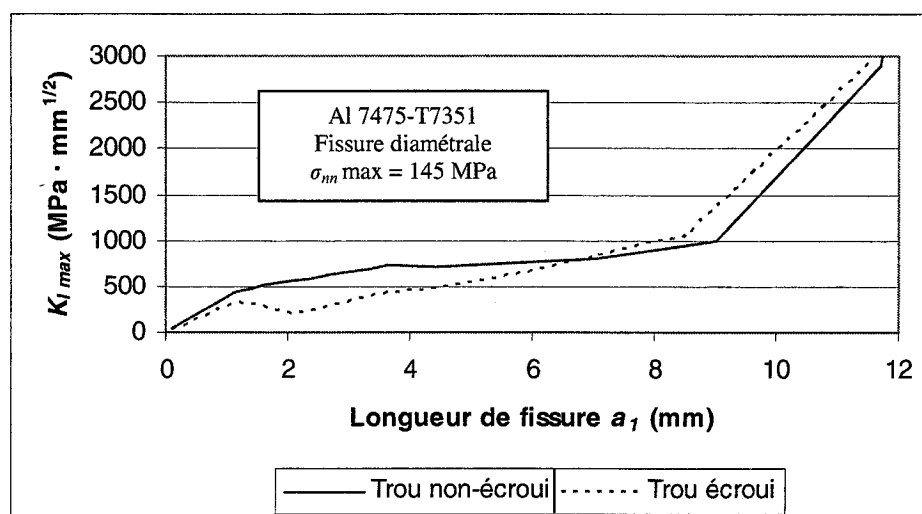
La figure 4.12 présente la variation du facteur d'intensité de contrainte maximum (correspondant à la charge cyclique maximum) en mode I ($K_{I_{max}}$) pour une fissure diamétrale en fonction de la longueur de fissure pour le chargement 3. Dans le cas du trou non-écroui, en s'éloignant du bord du trou, on observe une augmentation du facteur d'intensité de contrainte avec une extension de la longueur de la fissure, suivie d'une augmentation moins accentuée lorsque le bout de fissure sort de la zone où la charge a le plus d'influence, tel que décrit à la section 1.2.1a. Cette dernière période occupe une grande partie de la vie en propagation de l'échantillon jusqu'à ce qu'il y ait une augmentation rapide du facteur d'intensité de contrainte lorsque l'extrémité de fissure approche le bord de l'échantillon. Finalement, le facteur d'intensité de contrainte atteint la valeur critique, ce qui définit la rupture.

Dans le cas de la plaque ayant un trou écroui, les calculs sont effectués sans prendre en compte la redistribution des contraintes résiduelles qui peut survenir lorsque la fissure se propage. On observe une augmentation initiale du facteur d'intensité de contrainte avec la longueur de la fissure, similaire à celle du trou non-écroui, suivie d'une diminution prononcée lorsque le bout de fissure entre dans la zone de compression résiduelle. Ensuite, cette augmentation devient assez marquée lorsque l'extrémité de fissure entre dans la zone de tension résiduelle et elle prend de l'ampleur en se rapprochant du bord de l'échantillon, jusqu'à ce que la valeur du facteur d'intensité de contrainte critique soit atteinte. Pour les deux alliages, on remarque que le facteur d'intensité de contrainte du

trou écroui devient supérieur à celui du trou non-écroui après que l'extrémité de fissure soit entrée dans la zone de tension résiduelle.



a) Alliage Al 2024-T351



b) Alliage Al 7475-T7351

Figure 4.12 Facteur d'intensité de contrainte maximum (mode I) pour une fissure diamétrale en fonction de la longueur a_1 sous $\sigma_{nn} \text{ max} = 145 \text{ MPa}$

Comme le montre la figure 4.12, le facteur d'intensité maximum reste inférieur à $800 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{1/2}$ jusqu'à ce que la longueur de fissure approche 7,0 mm. En se référant à la figure 4.11, on constate que, pour une valeur de ΔK donnée, la propagation de la fissure se produit à un taux de da/dN plus faible dans l'alliage Al 2024-T351 que dans l'alliage Al 7475-T7351. Étant donné que la majeure partie de la vie se passe avec une longueur de fissure inférieure à 7,0 mm, on peut s'attendre à ce que les échantillons de l'alliage Al 2024-T351 aient une vie plus longue que les échantillons de l'alliage Al 7475-T7351, ce qui est confirmé par les résultats expérimentaux.

b) Vies obtenues à l'aide du logiciel NASGRO

Le tableau 4.5 présente le nombre de cycles de propagation jusqu'à la rupture obtenus à l'aide du logiciel NASGRO pour les alliages Al 2024-T351 et Al 7475-T7351 avec une fissure radiale (N_{fr}) et une fissure diamétrale (N_{fd}); la fissure diamétrale représente la condition de rupture la plus proche de celle observée sur les faciès des échantillons brisés. Dans le cas de l'essai 2024-CW-1, il n'a pas été possible d'obtenir de résultats avec NASGRO puisque la limite inférieure $b/a = 0,5$ du modèle CC10 a été atteinte après 159 463 cycles.

Dans tous les cas, pour les trous écrouis et non-écrouis, on observe que l'analyse pour une fissure radiale donne une vie plus longue que celle obtenue par l'analyse pour une fissure diamétrale. Le rapport N_{fr}/N_{fd} se situe entre 1,02 et 1,14, ce qui signifie que la différence entre les deux vies est relativement faible, avec un maximum d'écart de 14%. L'écrouissage du trou tend à minimiser la différence de vie entre la fissure radiale et la fissure diamétrale. Cet effet sera discuté plus loin dans cette section.

Tableau 4.5 Comparaison des résultats de NASGRO aux résultats expérimentaux

| Échantillons | $\sigma_{m \max}$ (MPa) | Vie en propagation (cycles) | | | Rapport de vies | | |
|--------------|----------------------------|-----------------------------|----------------------------------|--------------------------------|-----------------|-----------|--------------|
| | | NASGRO Radial, N_f | NASGRO Diamétral, N_{fd} | Essais (Annexe D), N_f | N_f/N_{fd} | N_f/N_f | N_{fd}/N_f |
| 2024-NCW-1 | 87 | 50 048 | 43 793 | 101 117 | 1,143 | 0,495 | 0,433 |
| 2024-NCW-2 | 116 | 17 326 | 15 266 | 34 599 | 1,135 | 0,501 | 0,441 |
| 2024-NCW-3 | 145 | 7830 | 6869 | 20 826 | 1,140 | 0,376 | 0,330 |
| 2024-CW-1 | 87 | ----- | ----- | 1 521 855 | ----- | ----- | ----- |
| 2024-CW-2 | 116 | 207 363 | 202 695 | 229 732 | 1,023 | 0,903 | 0,882 |
| 2024-CW-3 | 145 | 53 385 | 47 981 | 47 260 | 1,113 | 1,130 | 1,015 |
| 7475-NCW-1 | 87 | 42 112 | 37 878 | 38 748 | 1,112 | 1,087 | 0,978 |
| 7475-NCW-2 | 116 | 19 375 | 17 493 | 21 741 | 1,108 | 0,891 | 0,805 |
| 7475-NCW-3 | 145 | 10 733 | 9698 | 15 551 | 1,107 | 0,690 | 0,624 |
| 7475-CW-1 | 87 | 649 091 | 643 726 | 679 000 | 1,008 | 1,008 | 0,948 |
| 7475-CW-2 | 116 | 121 335 | 113 689 | 172 145 | 1,067 | 0,705 | 0,660 |
| 7475-CW-3 | 145 | 34 064 | 31 371 | 35 914 | 1,086 | 0,949 | 0,874 |

On peut aussi noter que, pour une contrainte nominale nette donnée, les vies obtenues par calculs pour les échantillons de l'alliage Al 2024-T351 sont plus longues que pour les échantillons de l'alliage Al 7475-T7351 aussi bien pour le trou non-écroui que pour le trou écroui, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux (figures 4.1 et 4.2).

La différence entre les vies expérimentales et les vies calculées est en général plus importante pour l'alliage Al 2024-T351 que pour l'alliage Al 7475-T7351. Cela est dû fait que les courbes de propagation (figure 4.11) ont une pente plus élevée pour le premier alliage que pour le second, ce qui rend le comportement en propagation de l'alliage Al 2024-T351 plus sensible à une déviation du facteur d'intensité de contrainte.

En général, l'analyse de propagation d'une fissure radiale donne une prévision de vie plus proche à la valeur expérimentale que celle d'une fissure diamétrale; en fait le rapport N_{fr}/N_f (N_f : vie expérimentale) se situe autour de l'unité, sauf pour les échantillons de l'alliage Al 2024-T351 ayant un trou non-écroui; pour ce dernier cas, le rapport N_{fr}/N_f prend une valeur entre 0,38 et 0,50.

En général, l'analyse par NASGRO donne, pour une fissure diamétrale, des vies pouvant être significativement inférieures à celles obtenues par les essais, en particulier pour l'alliage Al 2024-T351 ayant un trou non-écroui. Cette situation pourrait être attribuée principalement aux causes suivantes.

- (i) L'utilisation de la distribution de contraintes résiduelles à la mi-épaisseur avec le modèle TC13 contribue à rendre l'analyse faite avec NASGRO plus conservatrice. En effet, à la mi-épaisseur, comparativement à la situation sur les faces d'entrée et de sortie, les contraintes résiduelles en compression sont moins étendues le long du ligament (voir figure 3.12); de plus, les contraintes résiduelles en tension sont plus élevées. Ainsi, une valeur de ΔK plus élevée que la valeur réelle, tout le long du

ligament, a pour effet de faire propager la fissure plus rapidement, ce qui résulte en une vie en fatigue propagation plus courte.

- (ii) L'imprécision dans l'évaluation de la contrainte résiduelle en bordure du trou (à la face d'entrée du mandrin) obtenue par éléments finis, telle que décrite à la section 3.1.2, est le résultat du maillage grossier utilisé pour l'analyse numérique ; cette imprécision peut ainsi être une source d'inexactitude dans les calculs de vie effectués par NASGRO. Bien que la zone de fluctuation de contrainte causée par l'imprécision soit assez restreinte, elle est située au même endroit que l'entaille initiale, ce qui signifie qu'elle peut avoir une influence importante sur les résultats analytiques.
- (iii) L'influence de l'entaille initiale et des fissures sur les champs de contraintes cycliques et résiduelles n'a pas été considérée; ceci ne reflète pas le comportement réel en propagation de fissure pour les échantillons étudiés.
- (iv) Les données sur les caractéristiques de propagation considérées dans les méthodes de calcul de vie en propagation de fissure (courbe de da/dN en fonction de ΔK) sont souvent modélisées de façon très conservatrice, i.e. ces données sont représentées par une enveloppe se situant du côté des vitesses les plus élevées. Avec de telles données, les vies obtenues par calculs auront tendance à se situer du côté conservateur.
- (v) Le niveau d'écrouissage simulé par la méthode des éléments-finis est $E_c = 3,58\%$. Toutefois, il a été vu à la section 2.3 qu'avec les tolérances sur les dimensions du trou, de la bague et du mandrin, il était possible que le niveau d'écrouissage se situe, en réalité, entre 2,9 et 4,2 %. La déviation du niveau d'écrouissage effectif par rapport à la valeur nominale peut avoir un effet non négligeable sur le champ de contraintes résiduelles obtenu.

c) Évolution de la longueur de la fissure donnée par NASGRO

Les figures 4.13 à 4.16 présentent les courbes d'évolution de la longueur des fissures radiale et diamétrale obtenues à l'aide du logiciel NASGRO pour $\sigma_{nn} \text{ max} = 145 \text{ MPa}$. Les courbes associées aux autres niveaux de chargement sont présentées à l'annexe H. Dans chaque cas, la courbe expérimentale de propagation la plus semblable à celles obtenues avec NASGRO a aussi été incluse pour fins de comparaison. Pour faciliter la comparaison, les longueurs expérimentales moyennes des fissures (a_m) ont été utilisées selon la définition suivante :

$$a_m = \frac{a_1 + c_1}{2} \quad (4.5)$$

On remarque tout d'abord que l'allure des courbes analytiques pour les fissures radiale et diamétrale est pratiquement identique pour une fissure coin, puis qu'elles s'éloignent l'une de l'autre lorsque la fissure devient traversante. On remarque aussi que la portion de la vie totale (analytique) passée sous forme de fissure coin est beaucoup plus grande dans le cas du trou écroui que dans le cas du trou non-écroui. Ces deux dernières observations expliquent pourquoi l'écrouissage du trou tend à minimiser la différence de vie entre la fissure radiale et la fissure diamétrale, comme il a été observé au tableau 4.5. On observe finalement que la longueur finale de fissure (qui correspond à la longueur critique, i.e. la longueur à laquelle le facteur d'intensité de contrainte atteint la valeur critique K_C) donnée par le logiciel NASGRO est plus grande que la longueur déterminée expérimentalement. Cela peut être dû au fait que le modèle TC13 représente un front de fissure traversante droit alors qu'en réalité le front de fissure est oblique. Tel que vu à la section 1.2.4, un front de fissure oblique peut résulter en une augmentation locale du facteur β à l'une des faces de l'échantillon. Ainsi, cette augmentation locale conduit à une longueur de fissure critique plus faible (correspondant au facteur d'intensité de contrainte critique) que celle prédite par le modèle TC13.

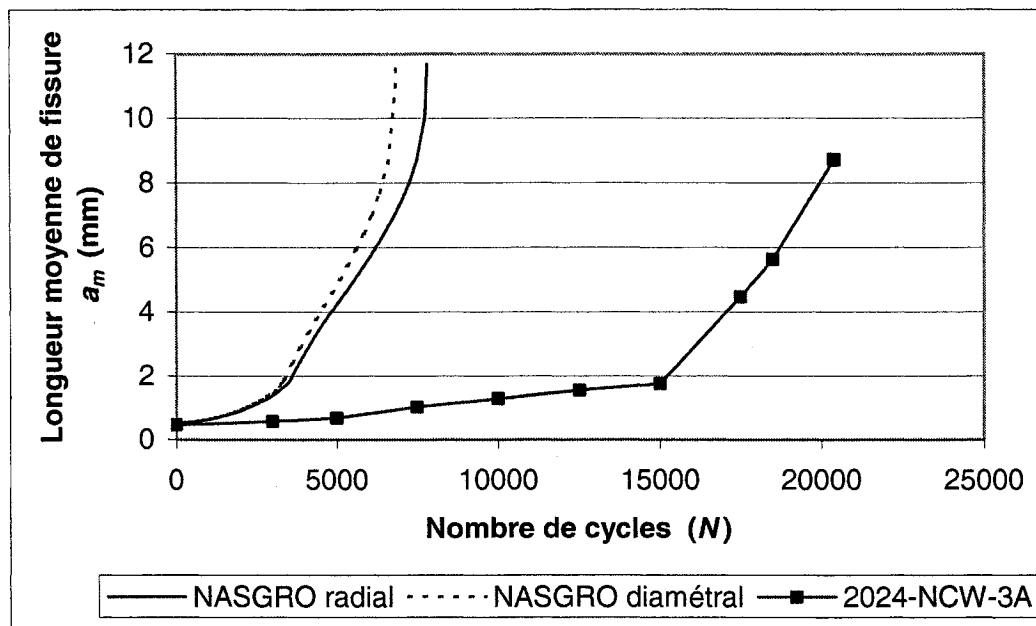


Figure 4.13 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise à σ_{nn} max = 145 MPa (Al 2024-T351)

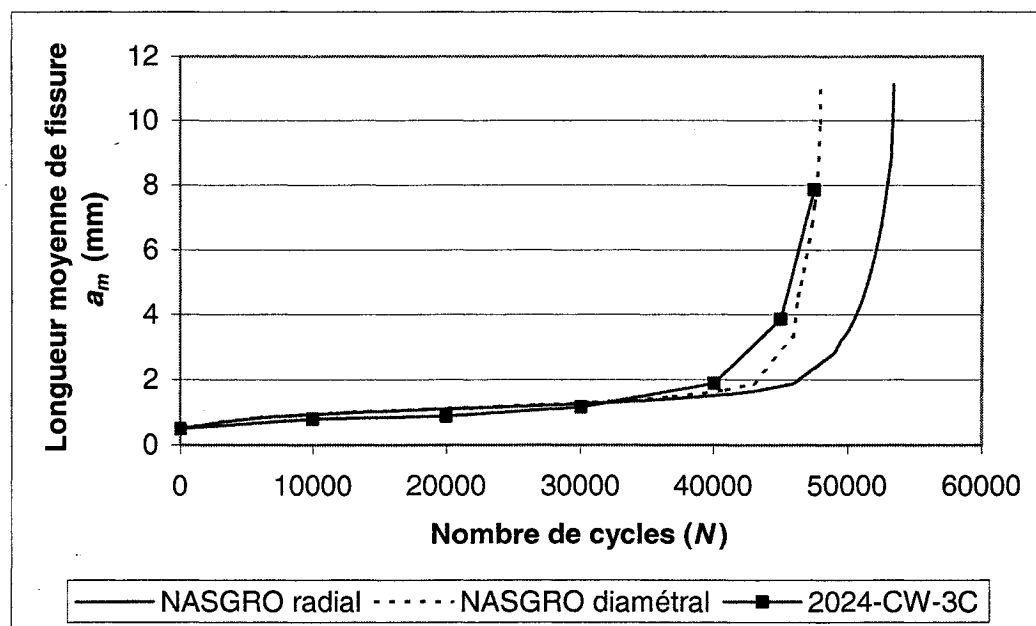


Figure 4.14 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise à σ_{nn} max = 145 MPa (Al 2024-T351)

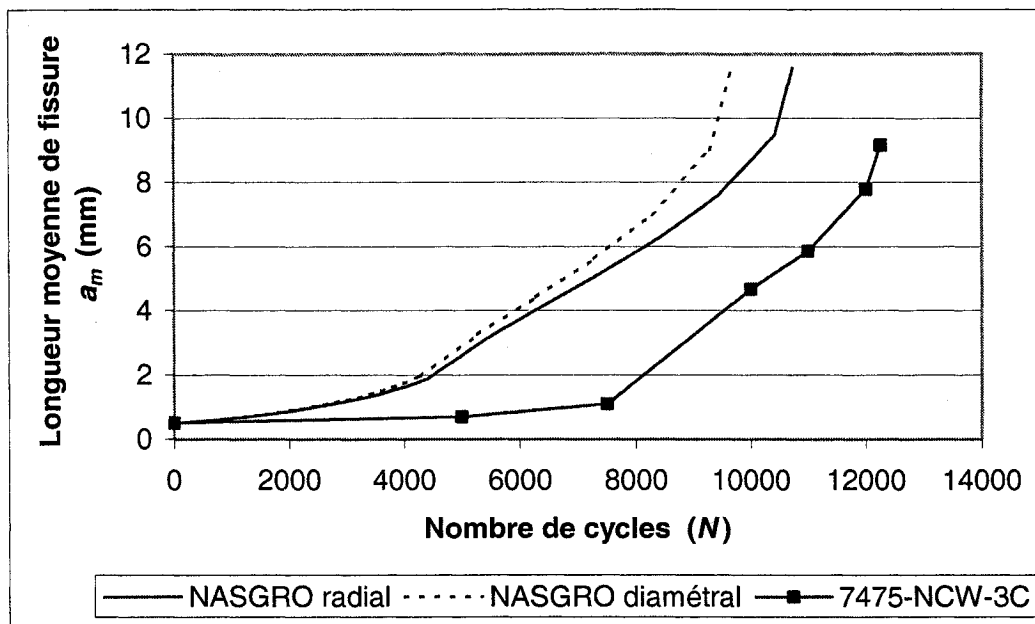


Figure 4.15 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise à $\sigma_{nn} \text{ max} = 145 \text{ MPa}$ (Al 7475-T7351)

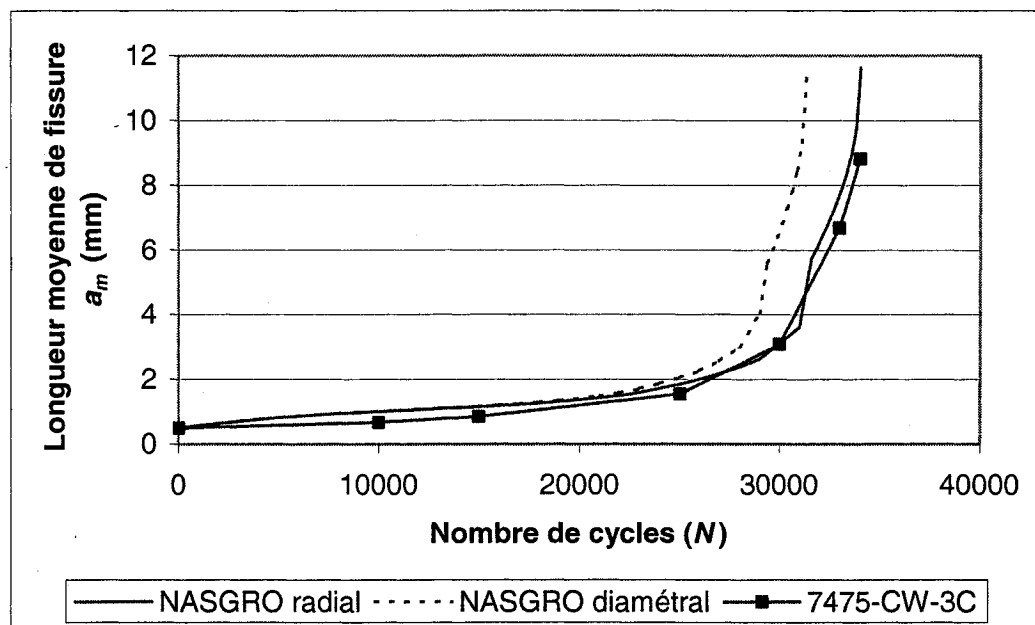


Figure 4.16 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise à $\sigma_{nn} \text{ max} = 145 \text{ MPa}$ (Al 7475-T7351)

4.3 Conclusions

a) Résultats expérimentaux

Les résultats des essais expérimentaux ont été d'abord analysés et les principales conclusions à retenir sont les suivantes.

- Pour une contrainte cyclique nominale nette donnée (σ_{nn} max), l'alliage Al 2024-T351 a une vie en fatigue propagation plus longue que celle de l'alliage Al 7475-T7351, tant pour les plaques ayant un trou non-écroui que pour celles ayant un trou écroui à 3,58%.
- La vie en fatigue propagation des échantillons avec un trou écroui à 3,58% est supérieure à celle des échantillons avec trou non-écroui. Le facteur d'amélioration de vie est plus important à faible niveau de contrainte qu'à un niveau de contrainte élevé; il est sensiblement le même pour les deux alliages étudiés. Typiquement, ce facteur est de 16,0 et 2,6 pour une contrainte cyclique nominale (σ_{nn} max) de 87 MPa et 145 MPa, respectivement.
- Deux types de faciès de rupture ont été observés selon le côté du ligament où s'est produite la rupture par clivage. Dans certains cas, pour les échantillons avec un trou écroui soumis à une faible charge cyclique, la fissure primaire semble s'être arrêtée momentanément pendant que la fissure secondaire continuait à se propager. Ce phénomène peut être expliqué par une redistribution locale des contraintes résiduelles de compression causée par l'entaille initiale.

b) Vie en fatigue propagation

Les vies en fatigue propagation, calculées à l'aide du logiciel NASGRO en utilisant les champs de contraintes obtenus par la méthode des éléments finis ont été comparées aux données expérimentales. Les principales conclusions qui s'en dégagent sont les suivantes.

- Les vies en fatigue propagation obtenues par calculs pour l'alliage Al 2024-T351 sont supérieures à celles obtenues pour l'alliage Al 7475-T7351, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux tant pour les plaques ayant un trou non-écroui que pour celles ayant un trou écroui.
- En général, les résultats obtenus à l'aide du logiciel NASGRO sont conservateurs, i.e. le logiciel donne une vie en propagation inférieure à la vie expérimentale. Cette situation peut être due à des approximations dans les modélisations des différents paramètres, notamment la distribution de contrainte à la mi-épaisseur utilisée avec le modèle TC13, la fluctuation du champ de contraintes résiduelles obtenue par la méthode numérique à la face d'entrée du mandrin, l'utilisation d'un niveau d'écrouissage moyen (3,58%) dans la simulation par éléments finis, aucun effet de la présence de l'entaille initiale et des fissures sur les champs de contraintes résiduelles, utilisation de courbes $da/dN - \Delta K$ probablement conservatrices.
- La longueur de fissure critique déterminée à l'aide des faciès de rupture est plus courte que celle prédite par le modèle TC13 du logiciel NASGRO. Cette situation est due probablement au fait que le modèle TC13 réfère à un front de fissure droit alors qu'en réalité le front de fissure est oblique.

CHAPITRE 5

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

5.1 Conclusions

Un projet a été réalisé pour étudier l'effet de l'écrouissage sur la vie en fatigue propagation d'un trou d'assemblage transmettant totalement une charge appliquée à la composante. Le projet comporte trois volets : programme d'essais sur des échantillons, analyse numérique pour établir les champs de contraintes résiduelles et calculs de vie à l'aide du logiciel NASGRO 5.0 couramment utilisé dans l'industrie aéronautique.

Pour le programme expérimental, des échantillons d'alliages d'aluminium (Al 2024-T3521 et Al 7475-T7351) ayant un trou centré non-écroui ou un trou centré écroui (à 3,58%) ont été soumis à un chargement cyclique d'amplitude constante (en cisaillement double) avec un rapport de charge de 0,05. Une entaille en coin au bord du trou a été pratiquée avant le début de l'essai.

Les résultats expérimentaux confirment que le procédé d'écrouissage appliqué à un trou d'assemblage a pour effet d'améliorer la vie en propagation par rapport à un trou non-écroui. En général, pour une contrainte nominale donnée, la vie en propagation de l'alliage Al 2024-T351 est supérieure à celle de l'alliage Al 7475-T7351. Le facteur d'amélioration de vie (rapport entre la vie d'un échantillon ayant un trou écroui et celle ayant un trou non-écroui) dépend du niveau de contrainte cyclique appliqué ($\sigma_n \text{ max}$); ce facteur, variant entre 2,7 et 17,4, augmente avec une diminution du niveau de contrainte imposée. De façon spécifique, le facteur d'amélioration de vie du premier alliage est légèrement inférieur à celui du second. En termes de contrainte normalisée ($\sigma_n \text{ max}/S_u$), le facteur d'amélioration de vie des deux alliages peut être raisonnablement représenté par une expression unique. Par ailleurs, il a également été observé que, dans certains cas à faible niveau de chargement cyclique ($\sigma_n \text{ max} = 87 \text{ MPa}$), la fissure primaire semblait

être momentanément arrêtée au début de sa période de propagation alors que la fissure secondaire continuait à se propager rapidement. Ce phénomène peut être expliqué principalement par une augmentation locale de la contrainte résiduelle de compression induite par la présence de l'entaille initiale. Ainsi, lorsque le niveau de la contrainte cyclique est faible, la fissure primaire ne peut traverser facilement cette zone confinée soumise à un niveau accru de contrainte en compression.

Le procédé d'écrouissage appliqué à un trou d'assemblage a été simulé par la méthode des éléments finis afin d'établir d'abord le champ des contraintes résiduelles dues à l'écrouissage et, ensuite, les distributions de contraintes dues au chargement cyclique. Une hypothèse suggérée dans la littérature a été considérée en superposant ces deux champs de contraintes pour obtenir les contraintes cycliques autour d'un trou écroui soumis à un transfert total de charge. La procédure donne des résultats tout à fait plausibles; ces derniers servent alors comme une des séries de données essentielles à fournir au logiciel de calcul de vie en fatigue propagation.

Le logiciel NASGRO a été utilisé pour déterminer la vie en propagation des plaques ayant un trou non-écroui et un trou écroui, soumises à une contrainte (nominale) cyclique; trois niveaux de contrainte cyclique ont été considérés. Dans la majorité des cas, les vies en propagation obtenues à l'aide du logiciel sont plus faibles par rapport aux résultats expérimentaux. Le rapport entre la vie calculée (pour une fissure diamétrale) et la vie expérimentale se situe, en général, près de l'unité, sauf pour l'alliage Al 2024-T351 ayant un trou non-écroui; pour ce dernier cas, ce rapport est de l'ordre de 0,4. Cette déviation est probablement due aux effets de plusieurs facteurs : utilisation de la distribution de contrainte à la mi-épaisseur conjointement avec le modèle TC13, imprécision du champ de contraintes résiduelles, obtenue par la méthode des éléments-finis à la face d'entrée du mandrin, effet négligé de l'entaille initiale et des fissures courtes sur les champs de contraintes résiduelles, données de $da/dN - \Delta K$ spécifiées dans

le logiciel de calcul de vie situées du côté conservateur et considération du niveau d'écrouissage moyen de 3,58% dans la simulation par la méthode des éléments finis.

Pour ces raisons, il n'est pas possible d'obtenir des vies calculées correspondant exactement aux conditions expérimentales. Par ailleurs, les résultats obtenus par la méthode numérique ont aussi indiqué que les longueurs critiques de la fissure sont supérieures à celles obtenues par l'examen des faciès des échantillons brisés. Cette situation est probablement due au fait que le modèle TC13 représente un front de fissure traversante droit alors qu'en réalité le front de fissure est oblique.

5.2 Recommandations

Les résultats de cette étude ont démontré clairement une amélioration significative de la résistance en fatigue propagation pour un trou écroui transmettant totalement une charge en cisaillement double (double shear). Étant donné la gamme limitée des valeurs des paramètres considérés dans ce projet, il est recommandé d'étudier le problème avec un plus large éventail de variation de différents paramètres pour fins d'applications.

- a) Il serait important de considérer plusieurs niveaux d'écrouissage combinés à une gamme plus étendue des niveaux de contrainte cyclique afin de déterminer des combinaisons contrainte-écrouissage les plus bénéfiques.
- b) L'effet des marges de bord inférieures à deux fois le diamètre du trou devrait être étudié afin d'établir un seuil minimum acceptable pour un bénéfice maximum de l'effet de l'écrouissage.

- c) Il serait également important d'étudier le comportement d'un trou écroui transmettant une charge en cisaillement simple (single shear) puisque ce type de joint est très fréquent en pratique.

- d) Une étude par élément finis de l'influence de l'entaille initiale ou de la fissure sur les champs de contraintes résiduelles devrait être réalisée car les résultats pourraient être utilisés pour raffiner la procédure de calcul de vie en fatigue.

RÉFÉRENCES

BERNARD, M., BUI-QUOC, T., JULIEN, D. et FORGUES, S. (1993), *Feasibility Study of Cold Expansion Process Modelling*, Canadian Dept. Of Defense, Research and Development Air, Cont. Rep. W8477-1-AC89101-SS, ch. 3.

BERNARD, M. (2001), *Mécanique de la Rupture*, Notes cours MEC6414, École Polytechnique de Montréal

BERKOVITS, A. (1987), "Variation of the Cyclic Strain-Hardening Exponent in Advanced Aluminium Alloys", *Int. J. Fatigue*, 9(4), pp. 229-232

BUECKNER, H.F. (1958), "The propagation of Cracks and the Energy of Elastic Deformation", *Trans. ASME*, pp. 1225-1230.

BUECKNER, H.F. (1970), "A Novel Principle for the Computation of Stress Intensity Factors", *Z. Angew Math. Mech.*, 50, pp. 529-546.

BURLAT, M. (1994), "Effet et optimisation de l'écrouissage des trous des plaques d'assemblage sur le comportement en fatigue", *Mémoire de Maîtrise En Sciences Appliquées*, École Polytechnique de Montréal, Université de Montréal, 205 p.

CAREY, R.P. et HOSKIN, B.C. (1986), "A Finite Element Procedure for Interference-Fit and Cold Working Problems with Limited Yielding", Australian Dept. of Def., Aeronautical Research Lab., Tech. Rep. ARL-STRUC-R-425, 43 p.

CARTER, A.E. et HANAGUD, S. (1974), "Stress Corrosion Susceptibility of Stress-Coined Fastener Holes in Aircraft Structures", *AIAA J.*, 13(7), pp. 858-863.

DOWLING, N., 1998, *Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture and fatigue*, 2nd ed, Prentice-Hall, 830 p.

CERVAY, R.R. (1982), "An Empirical Model for Load Ratio and Test Temperature Effects on the Fatigue Crack Growth Rate of Aluminium Alloy 2024-T351", University of Dayton Research Institute, Contract No. F33615-80-C-5011, Report No. AFWAL-TR-82-4025.

CLOUD, G. et PALEEBUT, S. (1982), *Three-Dimensional Nature of Strain Field Near Coldworked Holes*, Air Force Materials Lab., Wright-Patterson AFB, Ohio, Tech. Rep. AFLM-TR-80-4204.

DAWICKE, D.S. (1989), "Three-Dimensional Fatigue Crack Closure Behavior of Metals" Ph.D. Thesis, School of Aeronautics and Astronautics, Purdue University.

ESDU 83033 (1984), *Stress Intensity Factors for Corner Cracks in Loaded Holes in Lugs and Wide Plates (Tentative)*, with Amendment A, 32 p.

FATIGUE TECHNOLOGY INC. (1992), *The Split Sleeve Cold Expansion Process (Cx)*, Seattle, WA.

FAWAZ, S.A. (1998), "Application of the Virtual Crack Closure Technique to Calculate Stress Intensity Factors for Through Cracks with an Elliptical Crack Front", *Engineering Fracture Mechanics*, 59(3), pp. 327-342.

FAWAZ, S.A. (1999), "Stress Intensity Factor Solutions for Part-Elliptical Through Cracks", *Engineering Fracture Mechanics*, 63, pp. 209-226.

FAWAZ, S.A. et ANDERSSON, B. (2004), "Accurate Stress Intensity Factor Solutions for Corner Cracks at a Hole", *Engineering Fracture Mechanics*, 71, pp. 1235-1254.

FORGUES, S.A. (1993), "Effet des contraintes résiduelles induites par écrouissage sur le comportement en fatigue des trous d'assemblage", *Mémoire de Maitrise Ès Sciences Appliquées*, École Polytechnique de Montréal, Université de Montréal, 126 p.

GAMER, U. (1986), "Residual Stress Around Cold-Worked Holes for Nonlinear Hardening", *J. Méc. Théorique et appliquée*, 7(1), pp. 35-42.

GENCOZ, O., GORANSON, U.G. et MERRILL, R.R.(1980), "Techniques for Predicting Crack Propagation in Lugs", *Int. J. Fatigue*, 2, pp.121-129.

GRANDT, Jr. A.F., POTTER, R.M. et TING, T.W. (1979), *An Analysis of Residual Stresses and Displacements Due to Radial Expansion of Fastener Holes*, Air Force Materials Lab., Wright-Patterson AFB, Ohio, Tech. Rep. AFLM-TR-79-4048.

GRANT, R.J., SMART, J. et STANLEY, P. (1994), "A Parametric Study of the Elastic Stress Distribution in Pin-Loaded Lugs", *Journal of Strain Analysis*, 29(4), pp. 299-307.

HOU, J.P. et HILLS, D.A. (2001), "Contact Between a Pin and a Plate with a Hole Under Interference-Fit and Clearance-Fit Conditions", *Proc Instn Mech Engrs*, 215(C), pp. 629-639.

HSU, Y.C. et FORMAN, R.G. (1975), "Elastic-Plastic Analysis of an Infinite Sheet Having a Circular Hole Under Pressure", J. Appl. Mech., Trans. ASME. Series E, 42(2), pp. 347-352.

JONGEBREUR, A.A et DEKONING, A.U. (1983), *Results of a Study of Residual Stresses and Fatigue Crack Growth in Lugs with Expanded Holes*, National Aerospace Lab. NLR, Netherlands, Rep. NLR-MP-83024-U, 41p.

JOST, G.S. (1988), Stresses and Strains in a Cold-Worked Annulus, Australian Dept. of Def., Aeronautical Research Lab., Tech. Rep. ARL-STRUC-R-434, 54 p.

KASSIR, M.K. et SIH, G.C. (1975), "Three-Dimensional Crack Problems", Mechanics of Fractures, Vol. II, G. C. Sih Ed., Noordhoff, Netherlands.

KNIGHT, R.C. (1935), "The Action of a Rivet in a Plate of Finite Breadth", The London, Edinburgh and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science, 19 (127), pp. 519-540.

KOBAYASHI, A.S. et SHAH, R.C. (1971), "Stress Intensity Factor for an Elliptical Crack Under Arbitrary Normal Loading", Engineering Fracture Mechanics, 3, pp. 71-96.

LACARAC, V.D., GARCIA-GRANDA, A.A, SMITH, D.J. et PAVIER, M.J. (2004), "Prediction of the Growth Rate for Fatigue Cracks Emanating from Cold Expanded Holes", Int. J. Fatigue, 26, pp. 585-595.

LAROUCHE, S. (1995), "Influence des techniques d'assemblage et de la géométrie sur la vie en fatigue des joints rivetés", *Mémoire de Maitrise Ès Sciences Appliquées*, École Polytechnique de Montréal, Université de Montréal, 197 p

LEE, Y.D., McCLUNG, R.C., ENRIGHT, M.P., HUYSE et L., FITCH, S.(2004), "Efficient Fracture Design for Complex Turbine Engine Components", Paper GT-2004-53323, ASME Turbo Expo 2004, Vienna, Austria.

LEMAÎTRE, J. et CHABOCHE, J.L. (1988), *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, 2^{ème} Ed., Paris, 544 p.

LIU, A.F. et al. (1978), "Effect of multiaxial loading on Crack Growth", Vol. I & II, AFFDL-TR-78-175, N80-11512.

Metals Handbook (1990), Properties and Selection : Nonferrous Alloys and Special Purpose Materials, ASM International, 10^{ème} Ed., 2, pp. 62-122.

MMPDS-01 (2003), Metallic Materials Properties Development and Standardization, US Dept. of Transports & FAA, ch. 3.

MUSHKHELISHVILI, N.I.(1953), Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity, Noordhoff, Groningen, Netherlands, 768 p.

NASGRO 5.0 MANUAL (2006), Southwest Research Institute, www.nasgro.swri.org

NEWMAN, J.C. Jr. (1976), "Predicting Failure of Specimens with Either Surface Cracks or Corner Cracks at Holes", NASA TN D-8244, Langley Research Center, 23 p.

NEWMAN, J.R. et RAJU, I.S. (1981), "An Empirical Stress Intensity Factor Equation for the Surface Crack", Engineering Fracture Mechanics , 15(1), pp. 185-192.

OBERG, E., JONES, F.D., HORTON, H.L. et RYFEL, H.H. (1996), *Machinery's Handbook*, 25th, Industrial Press Inc., New York.

ORYNYAK, I.V. et BORODII, M.V. (1994), "Approximate Construction of a Weight Function for Quarter Elliptical, Semi-Elliptical and Elliptical Cracks Subjected to Normal Stress", *Engineering Fracture Mechanics*, 3, pp. 143-151.

ORYNYAK, I.V. et BORODII, M.V. (1995), "Point Weight Function Method Application for Semi-Elliptical Mode I Cracks", *International Journal of Fracture*, 70, pp. 117-124.

PAVIER, M.J., POUSSARD, C.G.C. et SMITH, D.J., (1997), "A Finite Element Simulation of the Cold Working Process for Fastener Holes", *Journal of Strain Analysis*, 32(4), pp. 287-300.

PAVIER, M.J., POUSSARD, C.G.C. et SMITH, D.J., (1999), "Effect of Residual Stress Around Cold Worked Holes on Fracture Under Superimposed Mechanical Load", *Engineering Fracture Mechanics*, 63, pp. 751-773.

PETERSON, R.E. (1974), *Stress Concentration Factors*, John Wiley & Sons, New York.

RAJU, I.S. et NEWMAN, J.R. (1979), "Stress Intensity Factors for Two Symmetric Corner Cracks", *Fracture Mechanics*, ASTM STP 677, ASTM, pp. 411-430.

RICE, J.R. (1972), "Some Remarks on Elastic Crack-tip Stress Fields", *Int. J. Solid Structures*, 8(6) pp. 274-280.

Rockwell International (1980, revised 1986), Airframe and Fracture Analysis Properties Manual.

ROOKE, D.P. et TWEED, J. (1980), "Stress Intensity Factors for a Crack at the Edge of a Pressurized Hole", International Journal of Engineering Sciences, 18(1), pp. 109-121.

ROOKE, D.P. et HUTCHINS, S.M. (1984), "Stress Intensity Factors for Cracks at Loaded Holes - Effect of Load Distribution", Journal of Strain Analysis , 19(2), pp. 81-96.

SCHIJVE, J. (1983), "Stress Intensity Factors of Hole Edge Cracks Comparison Between One Crack and Two Symmetric Cracks", Delft University of Technology Department of Aerospace Engineering, Memorandum M-458, 5 p.

SHAH, R.C. (1976), "Stress Intensity Factors for Through and Part-Through Cracks Originating at a Fastener Hole", Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, Philadelphia, ASTM, pp. 429-459.

SCHRA, L. et al. (1984), "Engineering Property Comparisons for 2324-T39 and 2024-T351 Aluminium Alloy Plate", National Aerospace Laboratory, Amsterdam, Netherlands, NLR TR 84021.

SHIVAKUMAR, V. et HSU, Y.C. (1977), "Stress Intensity Factors for Cracks Emanating from the Loaded Fastener Hole", International Conference on Fracture Mechanics and Technology, Hon Kong, pp. 1187-1200.

TWEED, J. et ROOKE, D.P. (1979), "The Stress Intensity Factor for a Crack at the Edge of a Loaded Hole", *Int. J. Solids Structures*, 15, pp. 899-906.

WANHILL, R.J.H. (1973), "Stress Intensity Factor Solutions for a Corner Flaw at a Hole and their Application to Design", National Aerospace Laboratory, NLR TR 73716 U, The Netherlands, 26 p.

WANHILL, R.J.H. (1988), "Low Stress Intensity Fatigue Crack Growth in 2024-T3 and T351", *Engineering Fracture Mechanics*, 30.

WU, X.R. et CARLSSON (1991), *Weight Functions and Stress Intensity Factor Solutions*, Pergamon Press, NY.

XIAO L. et MEAR, M.E. (1998), *FADD3D User's Manual*, Dept. of Engineering Mechanics, University of Texas at Austin.

YEH, F. et METTU, S.R. (2000), "Stress Intensity Factors for a Through Crack from an Offset Hole in a Finite Plate by Boundary Element Method", NASA JSC 28935.

ZAIZ, I.J., EIDINOFF, H.L. et ARMEN, H. Jr. (1981), "An Application of the Energy Release Rate Concept to Crack Growth in Attachment Lugs", AIAA paper 81-0491, pp. 402-415.

ZHANG, S., MARISSEN, R., SCHULTE, K., TRAUTMANN, K.K., NOWACK, H. Et SCHIJVE, J. (1987), "Crack Propagation Studies on AL7475 on the Basis of Constant Amplitude and Selective Variable Amplitude Loading Histories", *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 10(4), pp. 315-332.

Annexe A

Calcul de la contrainte à l'interface trou-boulon parfaitement lisse selon la distribution cosinus

La figure A.1 montre les composantes de contrainte à l'interface trou-boulon de la plaque sous l'effet de la charge P . Dans le cas où la surface de contact est parfaitement lisse, la contrainte de cisaillement $\tau_{r\theta ITB}$ agissant sur cette surface est nulle. Pour une distribution en cosinus de la contrainte normale $\sigma_{r ITB}$ agissant sur cette interface avec un demi-angle de contact $\alpha = 90^\circ$, l'intensité de cette contrainte peut être déterminée par l'équilibre des forces.

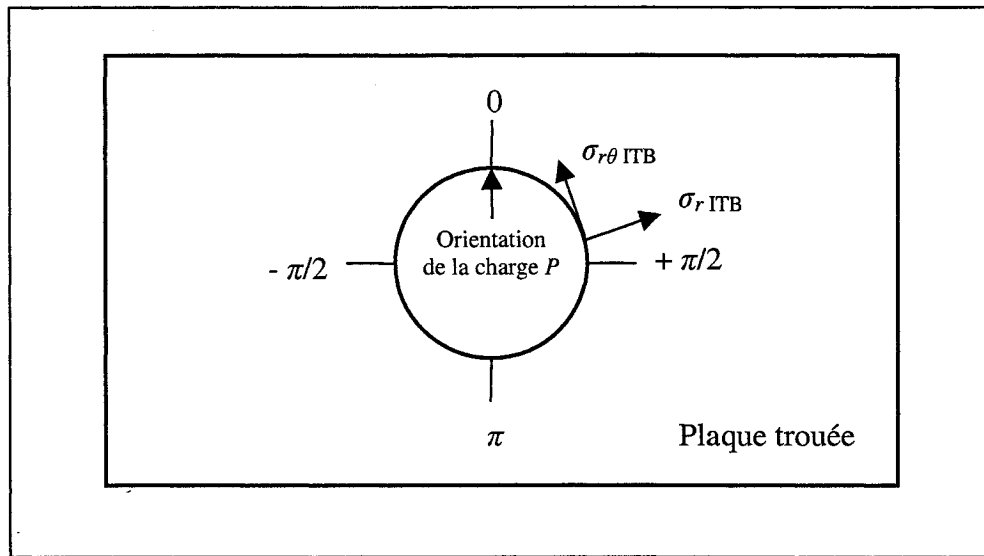


Figure A.1 Convention pour la distribution des contraintes à l'interface trou-boulon

La contrainte $\sigma_{r ITB}$ peut être exprimée en fonction de la contrainte de référence σ_m sous la forme :

$$\sigma_{r ITB} = K \sigma_m \cos \theta \quad \text{pour} \quad -\pi/2 \leq \theta \leq \pi/2 \quad (\text{A.1})$$

où $\sigma_m = P / (D \times t)$

K : constante inconnue à déterminer

R : rayon du trou ($D = 2R$)

t : épaisseur de la plaque

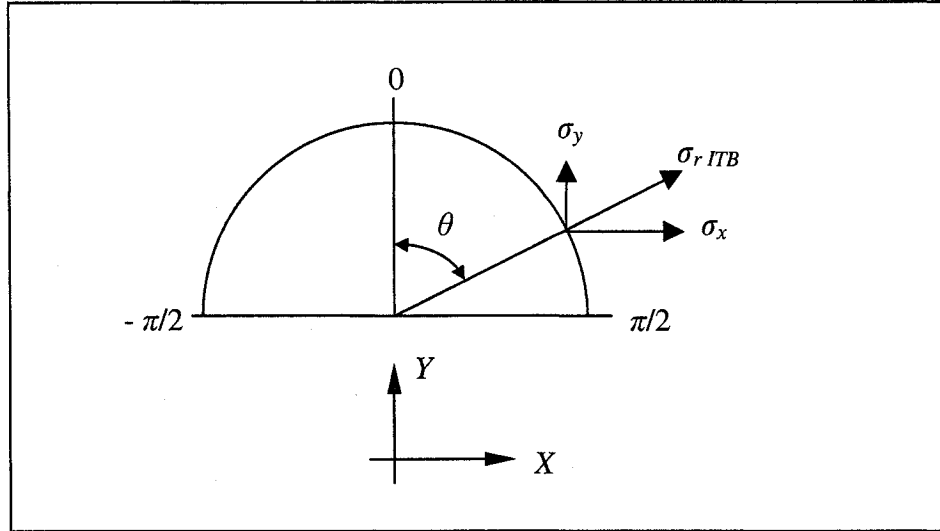


Figure A.2 Décomposition de la contrainte radiale $\sigma_{r ITB}$ en composantes σ_x et σ_y

La valeur de K est obtenue à l'aide de la procédure suivante :

- a) Décomposer la contrainte radiale $\sigma_{r ITB}$ en composantes σ_x et σ_y (voir figure A.2):

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \sigma_{r ITB} \sin \theta = K \sigma_m \sin \theta = K \frac{P}{D \times t} \cos \theta \sin \theta \\ \sigma_y &= \sigma_{r ITB} \cos \theta = K \sigma_m \cos \theta = K \frac{P}{D \times t} \cos^2 \theta\end{aligned}\quad (A.2)$$

- b) Établir l'équation d'équilibre des forces selon l'axe X :

$$\sum (F)_x = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \sigma_x dA = \frac{KP}{Dt} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos \theta \sin \theta dA \quad (A.3)$$

La solution triviale indique que les forces orientées suivant X s'annulent.

- c) Établir l'équation d'équilibre des forces selon l'axe Y :

$$\sum (F)_y = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \sigma_y dA = \frac{KP}{Dt} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^2 \theta dA = P \quad (A.4)$$

Avec $dA = (R d\theta)t = \frac{Dt}{2} d\theta$, l'éq. (A.4) peut s'écrire :

$$K \frac{P}{Dt} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^2 \theta \frac{Dt}{2} d\theta = P \quad (\text{A.5})$$

Après simplification, l'éq. (A.5) devient :

$$\frac{K}{2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^2 \theta d\theta = 1 \quad (\text{A.6})$$

En résolvant l'intégrale, on obtient :

$$\frac{K}{2} \left[\frac{\theta}{2} + \frac{\sin \theta \cos \theta}{2} \right]_{-\pi/2}^{\pi/2} = \frac{K}{4} \pi = 1 \quad (\text{A.7})$$

Ce qui donne finalement le facteur K :

$$K = \frac{4}{\pi} \quad (\alpha = \pm 90^\circ) \quad (\text{A.8})$$

Il est possible d'utiliser l'équation A.7 pour n'importe quelle valeur du demi-angle de contact (α). Il suffit alors de remplacer les bornes de l'équation par les nouvelles valeurs de α . Par exemple, en utilisant $\alpha = \pm 42^\circ$ (voir chapitre 1.1), on obtient :

$$K = \frac{5.1}{\pi} \quad (\alpha = \pm 42^\circ) \quad (\text{A.9})$$

Annexe B
Application du chargement à l'interface trou-boulon à l'aide du
modèle d'éléments finis

B.1 Chargement cyclique appliqué à l'interface trou-boulon selon la distribution de Hou

Le modèle utilisé pour représenter la distribution du chargement à l'interface trou-boulon est celui de Hou (section 1.1). Le demi-angle de contact (α) est déterminé en fonction de la force appliquée en utilisant la figure 1.3b. La distribution de contrainte radiale est ensuite déterminée en introduisant les valeurs de la force appliquée et du demi-angle de contact (α) dans l'équation 1.3. La distribution de contrainte radiale ainsi obtenue est imposée au modèle en appliquant des forces selon x et y à certains nœuds situés sur la face interne du trou comme illustré à la figure B.1. Les valeurs des forces appliquées aux nœuds pour les trois cas de chargement sont présentées en détails aux tableaux B.1 à B.3.

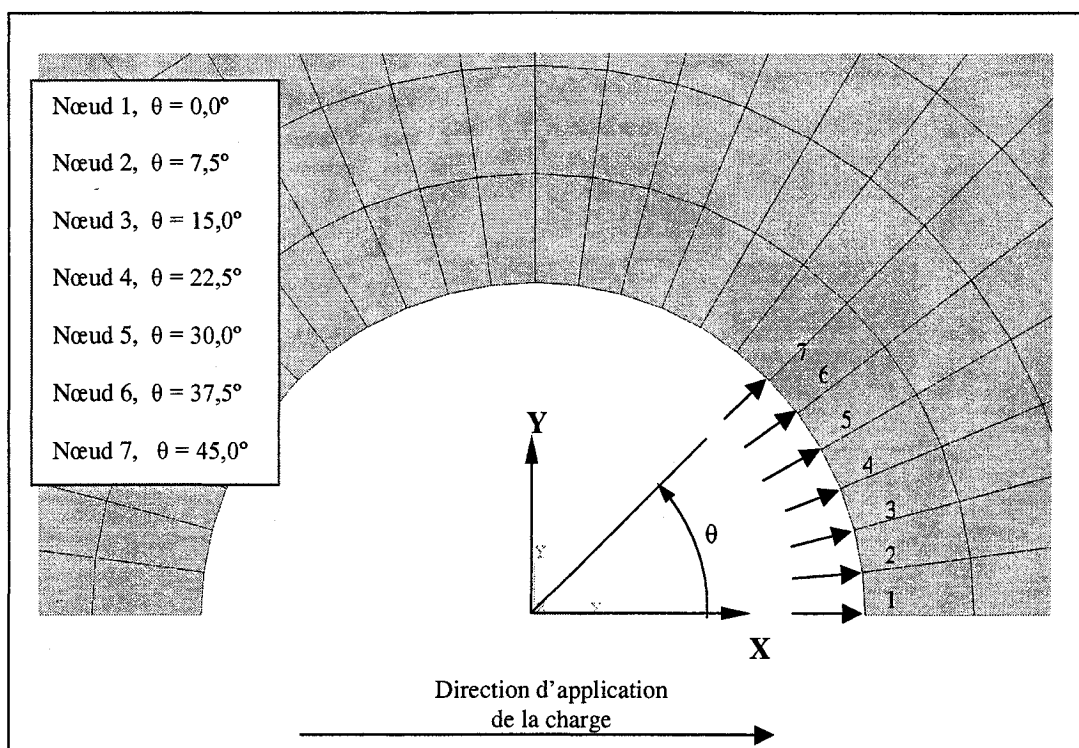


Figure B.1 Application des forces radiales cycliques au modèle d'éléments finis

P_r est la force perpendiculaire à la face interne du trou. P_x et P_y sont respectivement les composantes de P_r selon x et y . Ainsi :

$$P_r = (P_x^2 + P_y^2)^{1/2} \quad (\text{B.1})$$

Il est important de noter que les valeurs des tableaux B.1 à B.3 doivent être divisées par 13 puisque le modèle utilisé a 13 nœuds selon son épaisseur.

Tableau B.1 Forces appliquées aux nœuds pour le chargement cyclique 1

| Chargement cyclique 1 | | | | | | |
|-----------------------|--|-----------|-----------|---|-----------|-----------|
| Nœud | Force min = 667 N $\alpha = 9,08^\circ$ | | | Force max = 13345 N $\alpha = 36,34^\circ$ | | |
| | P_r (N) | P_x (N) | P_y (N) | P_r (N) | P_x (N) | P_y (N) |
| 1 | 166,49 | 166,49 | 0,00 | 898,24 | 898,24 | 0,00 |
| 2 | 168,57 | 167,12 | 22,00 | 1817,86 | 1802,31 | 237,28 |
| 3 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1688,56 | 1631,02 | 437,03 |
| 4 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1448,00 | 1337,77 | 554,12 |
| 5 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1018,90 | 882,39 | 509,45 |
| 6 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 152,00 | 120,59 | 92,53 |
| 7 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 |

Tableau B.2 Forces appliquées aux nœuds pour le chargement cyclique 2

| Chargement cyclique 2 | | | | | | |
|-----------------------|---|-----------|-----------|---|-----------|-----------|
| Nœud | Force min = 890 N $\alpha = 10,46^\circ$ | | | Force max = 17793 N $\alpha = 40,61^\circ$ | | |
| | P_r (N) | P_x (N) | P_y (N) | P_r (N) | P_x (N) | P_y (N) |
| 1 | 194,22 | 194,22 | 0,00 | 1087,39 | 1087,39 | 0,00 |
| 2 | 252,76 | 250,60 | 32,99 | 2210,08 | 2191,18 | 288,47 |
| 3 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 2084,97 | 2013,92 | 539,63 |
| 4 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1858,91 | 1717,41 | 711,37 |
| 5 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1489,57 | 1290,01 | 744,79 |
| 6 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 751,91 | 596,53 | 457,74 |
| 7 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 |

Tableau B.3 Forces appliquées aux nœuds pour le chargement cyclique 3

| Chargement cyclique 3 | | | | | | |
|-----------------------|--|-----------|-----------|---|-----------|-----------|
| Nœud | Force min = 1112 N $\alpha = 11,67^\circ$ | | | Force max = 22241 N $\alpha = 44,05^\circ$ | | |
| | P_r (N) | P_x (N) | P_y (N) | P_r (N) | P_x (N) | P_y (N) |
| 1 | 218,60 | 218,60 | 0,00 | 1269,51 | 1269,51 | 0,00 |
| 2 | 334,67 | 331,81 | 43,68 | 2586,77 | 2564,64 | 337,64 |
| 3 | 5,82 | 5,62 | 1,51 | 2462,06 | 2378,17 | 637,23 |
| 4 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 2240,40 | 2069,86 | 857,36 |
| 5 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1892,06 | 1638,57 | 946,03 |
| 6 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 1322,71 | 1049,38 | 805,22 |
| 7 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 212,74 | 150,43 | 150,43 |

B.2 Contraintes appliquées à l'interface trou-boulon pour valider l'hypothèse de superposition linéaire

Pour valider l'hypothèse de superposition linéaire de la contrainte cyclique et de la contrainte résiduelle, une pression constante est appliquée à l'interface trou-boulon avec $\alpha = 45^\circ$ (figure B.2).

a) Équilibre des forces selon l'axe Y :

$$\sum (P)_y = \int_{-45^\circ}^{45^\circ} p \sin \theta dA \quad (\text{B.2})$$

La solution triviale indique que les forces orientées suivant Y s'annulent.

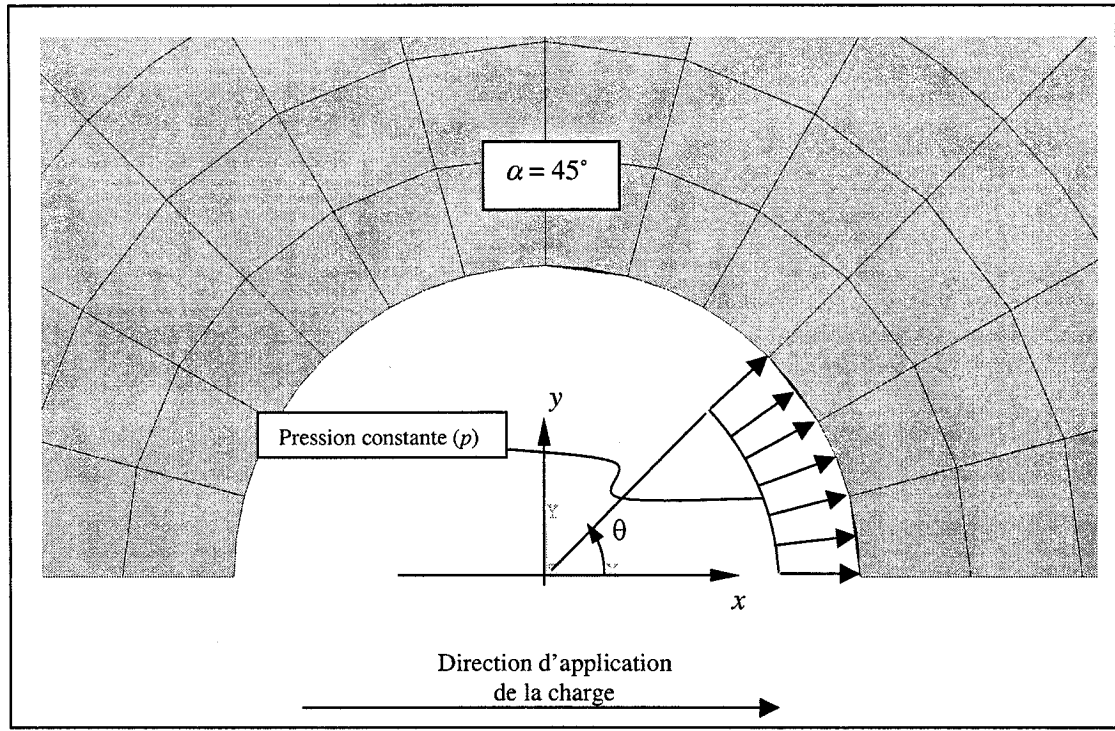


Figure B.2 Application du chargement cyclique au modèle d'éléments-finis (validation de la superposition linéaire)

b) Équilibre des forces selon l'axe X :

$$\sum (P)_x = \int_{-45^\circ}^{45^\circ} p \cos \theta \, dA \quad (\text{B.3})$$

Avec $dA = (R d\theta)t$, l'éq. (B.3) peut s'écrire :

$$\sum (P)_x = pRt \int_{-45^\circ}^{45^\circ} \cos \theta \, d\theta \quad (\text{B.4})$$

En résolvant l'intégrale on obtient :

$$\sum (P)_x = pRt [\sin \theta]_{-45^\circ}^{45^\circ} = 2pRt \sin(45^\circ) \quad (\text{B.5})$$

En utilisant $p = 780 \text{ MPa}$, $R = 3,175 \text{ mm}$ et $t = 6,35 \text{ mm}$, on obtient :

$$\sum (P)_x = 22\,241 \text{ N}$$

Annexe C

Distributions des contraintes tangentielles résultant du chargement cyclique et des contraintes résiduelles dans les échantillons avec trou écroui

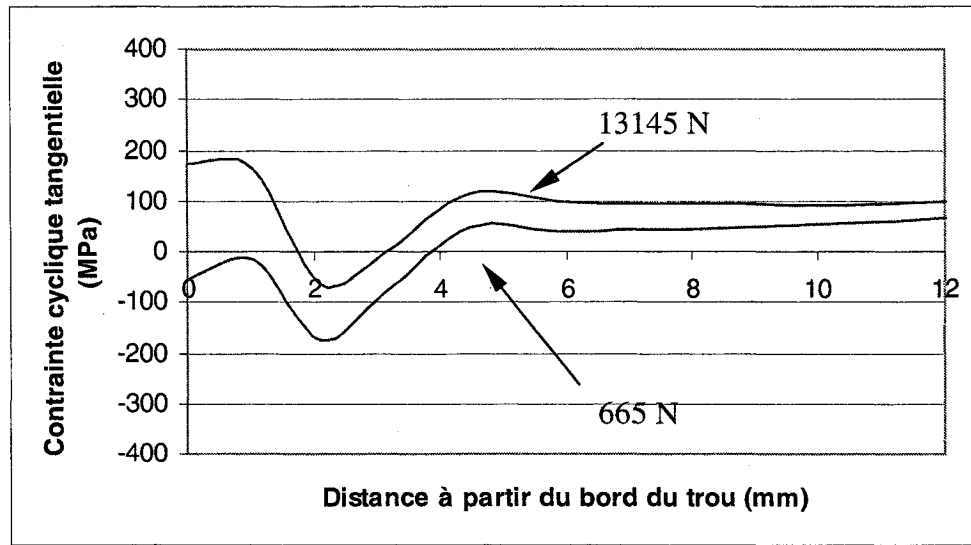


Figure C.1 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 2024-T351)

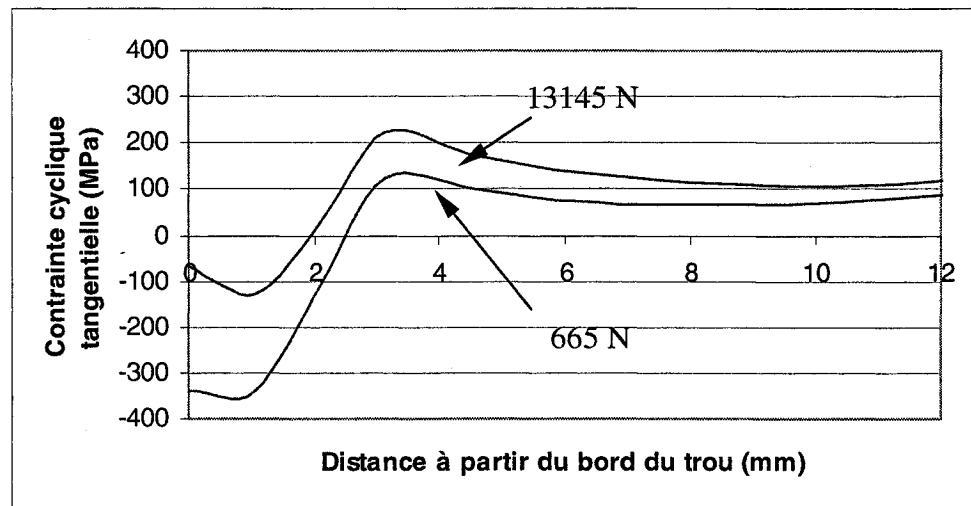


Figure C.2 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 2024-T351)

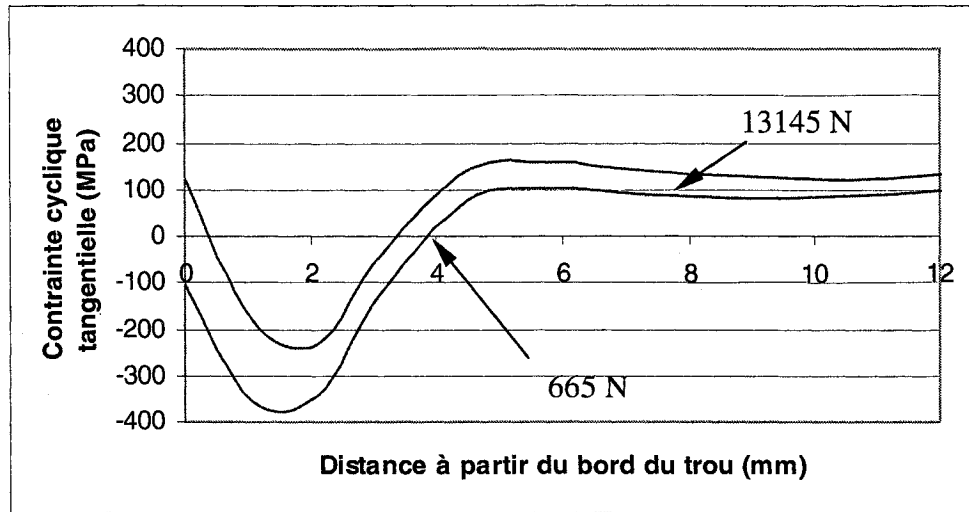


Figure C.3 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 2024-T351)

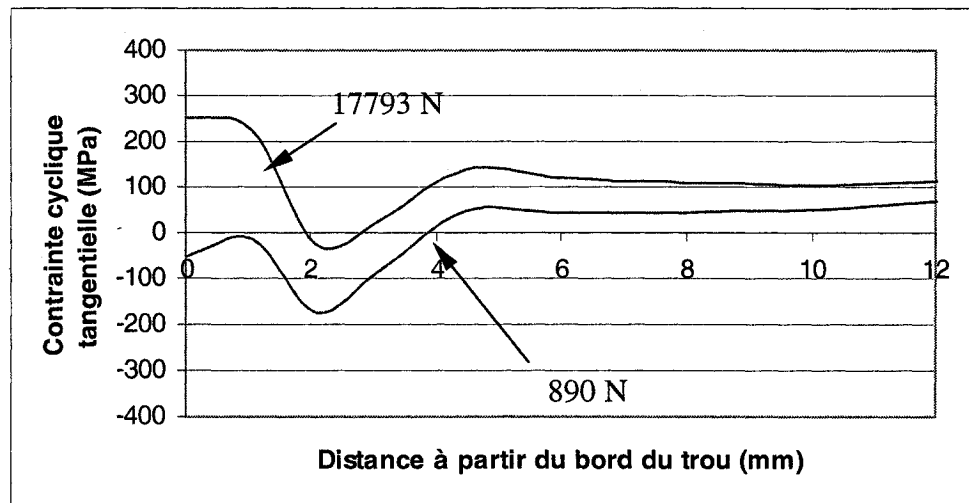


Figure C.4 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 2024-T351)

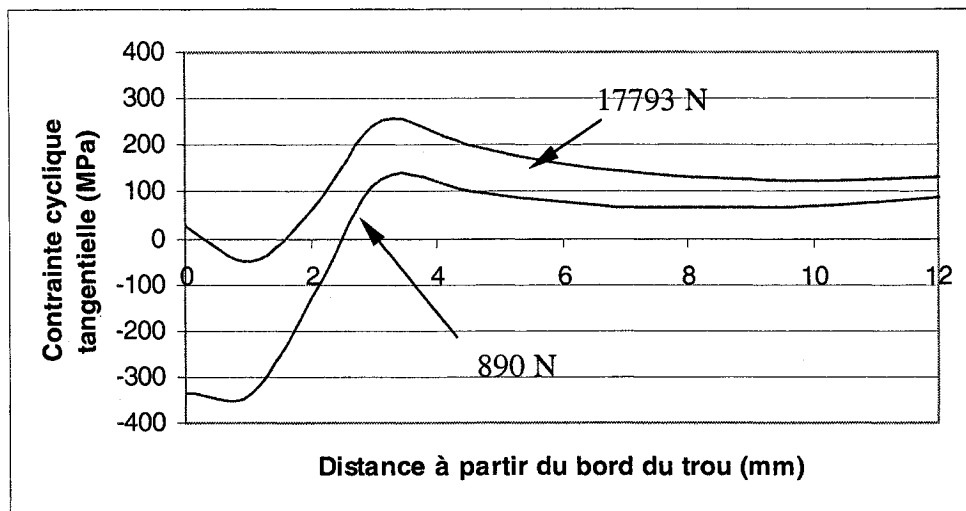


Figure C.5 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 2024-T351)

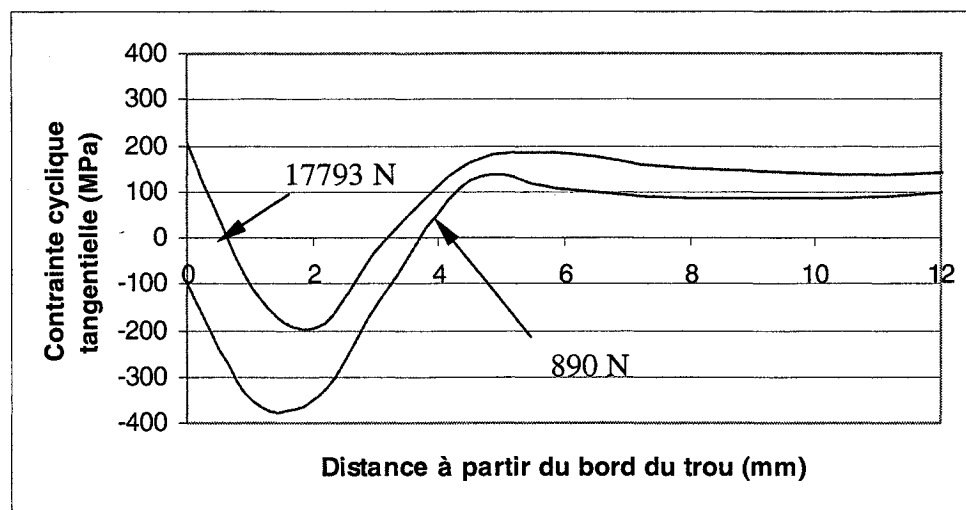


Figure C.6 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 2024-T351)

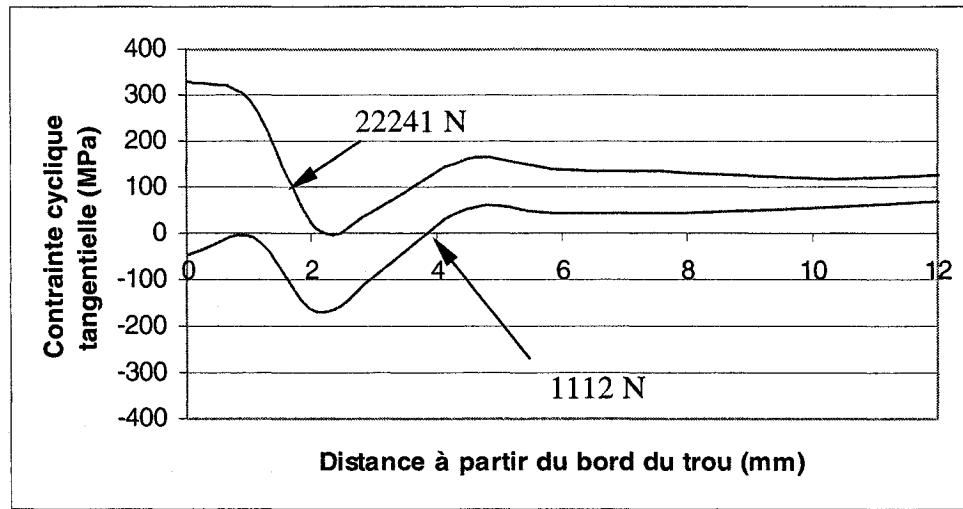


Figure C.7 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 2024-T351)

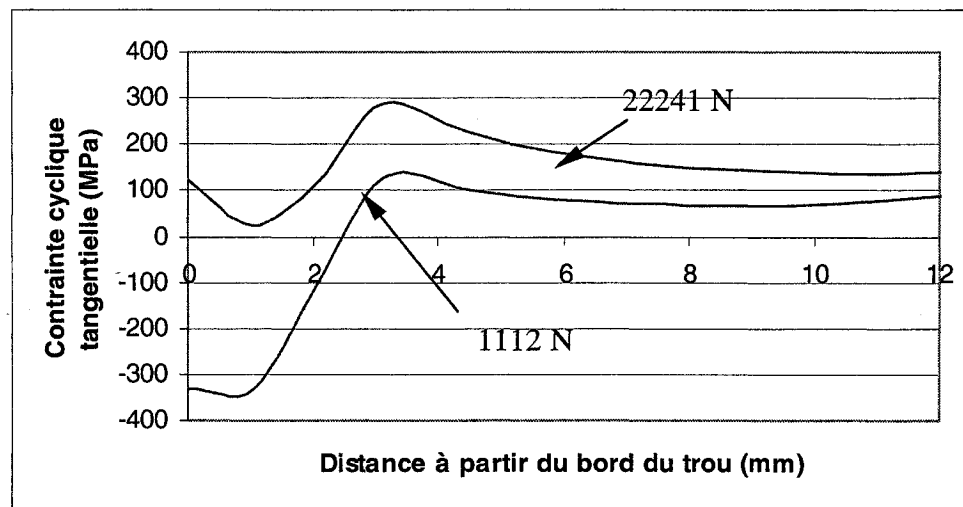


Figure C.8 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 2024-T351)

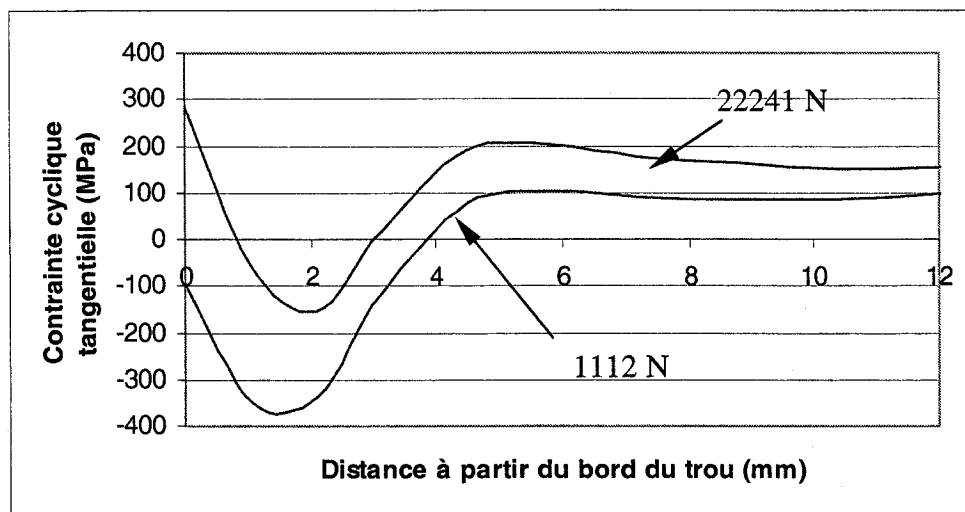


Figure C.9 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 2024-T351)

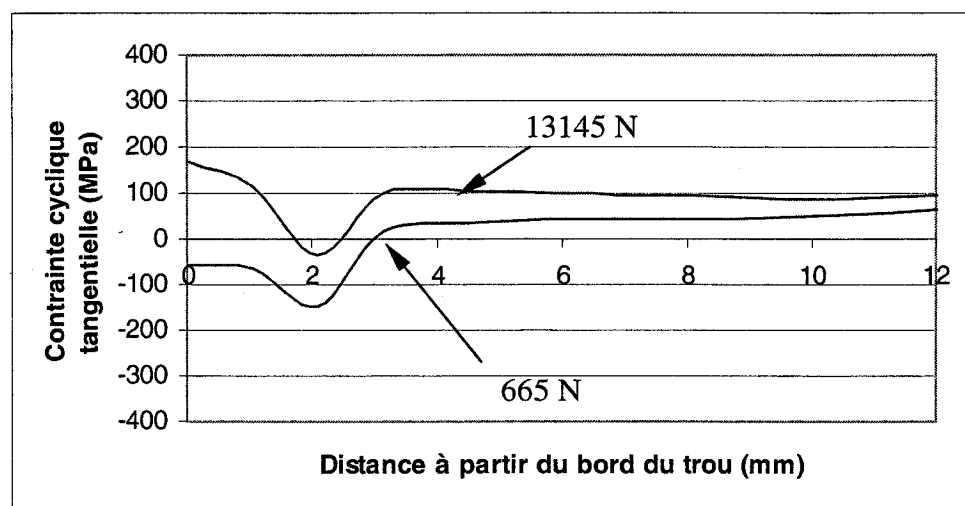


Figure C.10 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 1 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

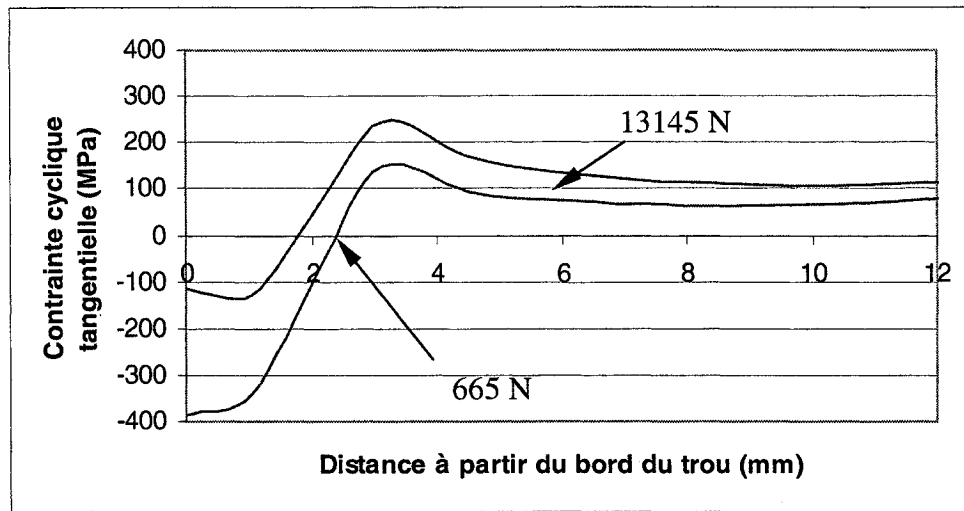


Figure C.11 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 1 avec trou écroûi (Al 7475-T7351)

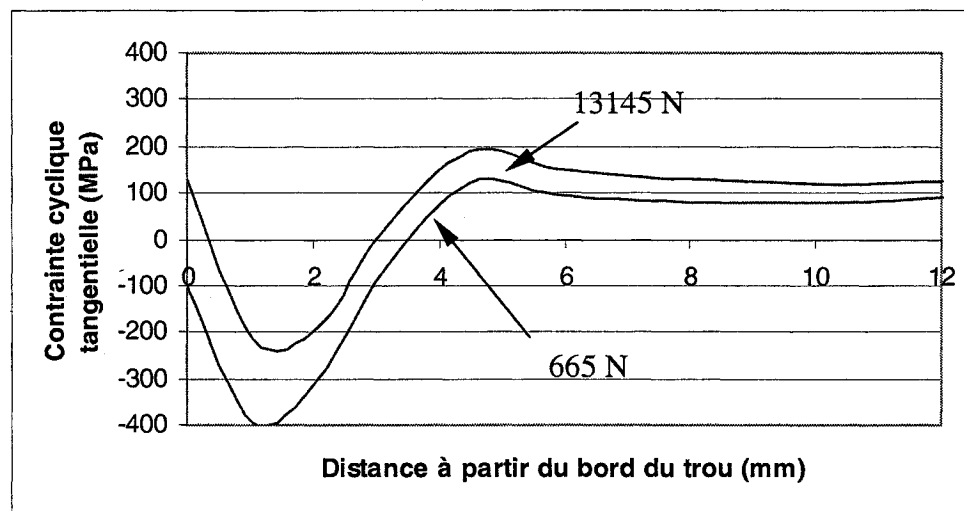


Figure C.12 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 1 avec trou écroûi (Al 7475-T7351)

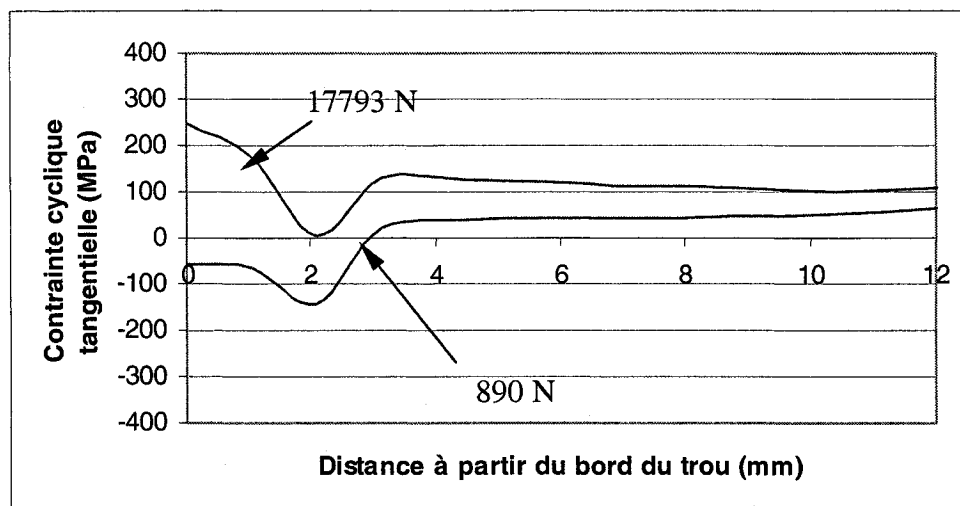


Figure C.13 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

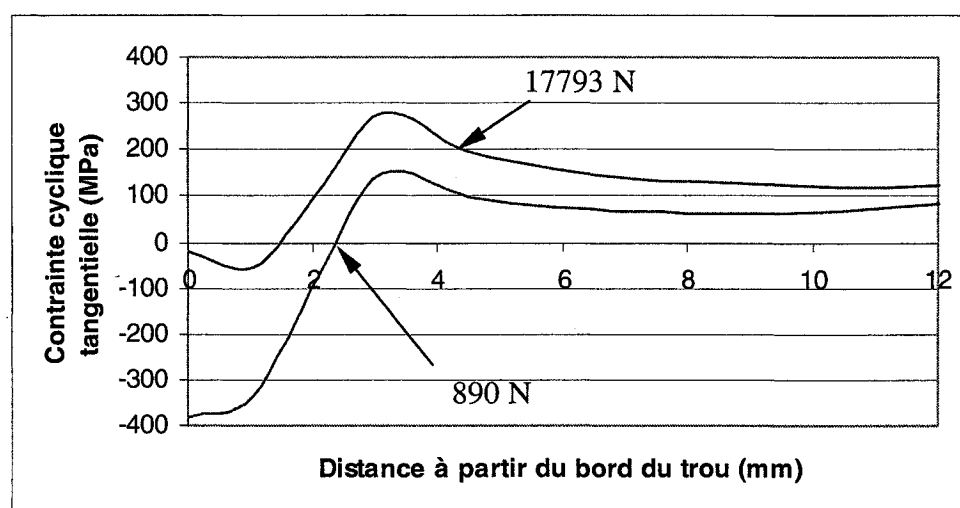


Figure C.14 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

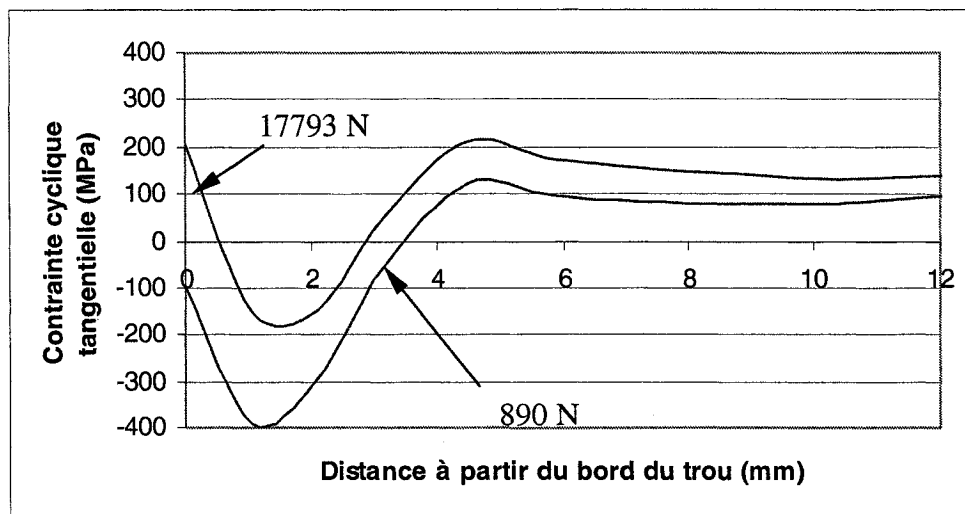


Figure C.15 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 2 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

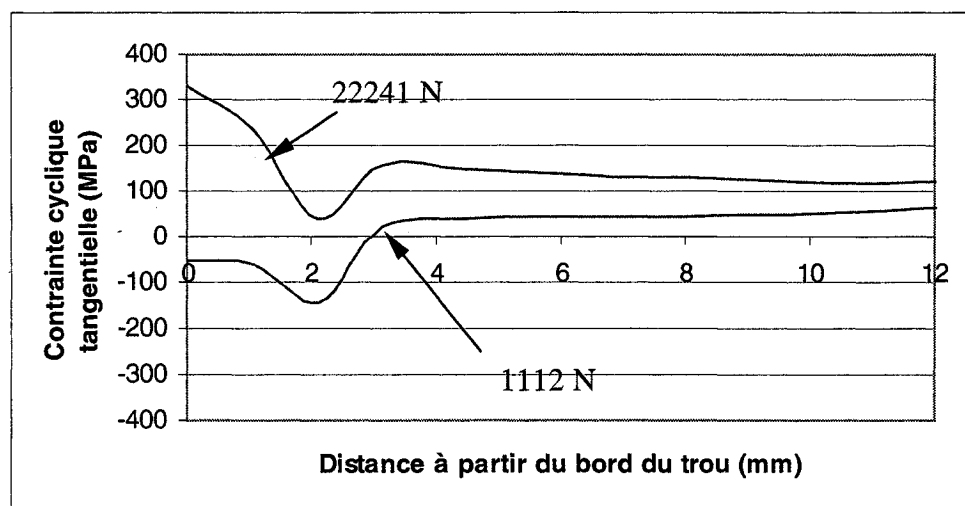


Figure C.16 Distribution des contraintes tangentielles à la face d'entrée pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

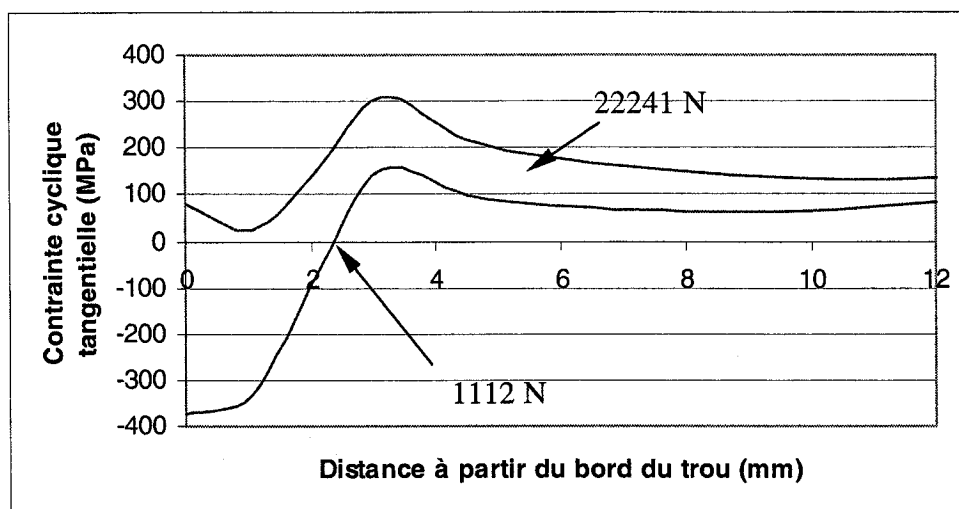


Figure C.17 Distribution des contraintes tangentielles à la mi-épaisseur pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

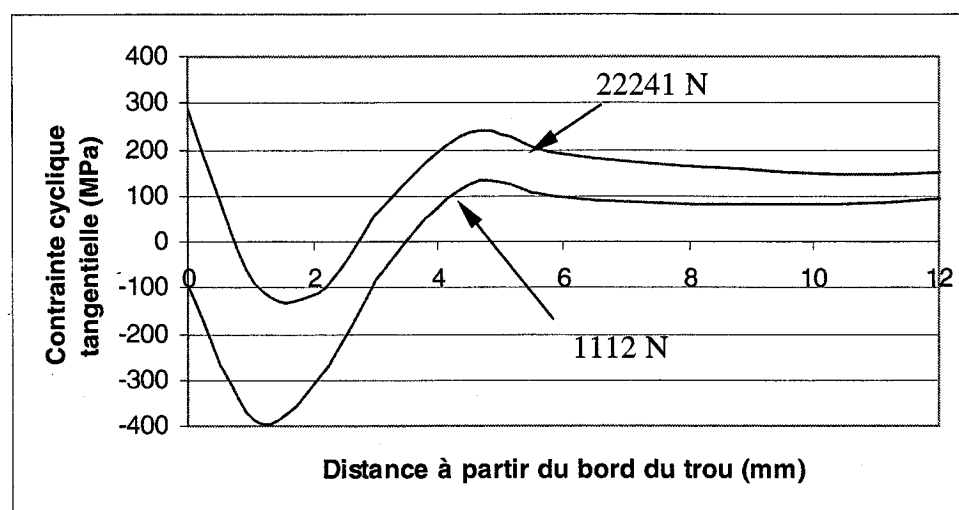


Figure C.18 Distribution des contraintes tangentielles à la face de sortie pour le chargement cyclique 3 avec trou écroui (Al 7475-T7351)

Annexe D

**Valeurs expérimentales du nombre de cycles à la rupture pour les alliages
Al 2024-T351 et Al 7475-T7351**

Tableau D.1 Nombre de cycles à la rupture (N_f) pour l'alliage Al 2024-T351

| Trou non-écroui | | | Trou écroui | | |
|-------------------------|-------------------------|--------|-------------|-------------------------|---------|
| Échantillon | σ_n max (MPa) | N_f | Échantillon | σ_n max (MPa) | N_f |
| 2024-NCW-1A | 87 | 150630 | 2024-CW-1A | 87 | 1715157 |
| 2024-NCW-1B | | 70109 | 2024-CW-1B | | 1298613 |
| 2024-NCW-1C | | 82614 | 2024-CW-1C* | | ----- |
| 2024-NCW-2A | 116 | 32840 | 2024-CW-2A | 116 | 243260 |
| 2024-NCW-2B | | 34375 | 2024-CW-2B | | 158597 |
| 2024-NCW-2C | | 36582 | 2024-CW-2C | | 287341 |
| 2024-NCW-3A | 145 | 20380 | 2024-CW-3A | 145 | 47536 |
| 2024-NCW-3B | | 21402 | 2024-CW-3B | | 46749 |
| 2024-NCW-3C | | 20697 | 2024-CW-3C | | 47495 |
| * Échantillon surchargé | | | | | |

Tableau D.2 Nombre de cycles à la rupture (N_f) pour l'alliage Al 7475-T7351

| Trou non-écroui | | | Trou écroui | | |
|-------------------------|-------------------------|-------|-------------|-------------------------|--------|
| Échantillon | σ_n max (MPa) | N_f | Échantillon | σ_n max (MPa) | N_f |
| 7475-NCW-1A | 87 | 38381 | 7475-CW-1A* | 87 | ----- |
| 7475-NCW-1B | | 40765 | 7475-CW-1B | | 590518 |
| 7475-NCW-1C | | 37099 | 7475-CW-1C | | 767482 |
| 7475-NCW-2A | 116 | 24197 | 7475-CW-2A | 116 | 191158 |
| 7475-NCW-2B | | 17606 | 7475-CW-2B* | | ----- |
| 7475-NCW-2C | | 23421 | 7475-CW-2C | | 153133 |
| 7475-NCW-3A | 145 | 20397 | 7475-CW-3A | 145 | 37746 |
| 7475-NCW-3B | | 14000 | 7475-CW-3B* | | ----- |
| 7475-NCW-3C | | 12256 | 7475-CW-3C | | 34082 |
| * Échantillon surchargé | | | | | |

Annexe E

**Courbes expérimentales de propagation de fissure pour les alliages
Al 2024-T351 et Al 7475-T7351**

Toutes les longueurs de fissure ont été mesurées selon la procédure de ressuage décrite à la section 2.6, à l'exception des valeurs finales de a_1 , c_1 , a_2 et c_2 , qui ont été mesurées directement sur le faciès de rupture. Dans plusieurs cas, la procédure de ressuage n'a révélé aucune longueur en fonction du nombre de cycles appliqués, pour b_1 , c_1 , b_2 et c_2 . Dans ces cas, la seule valeur présentée est celle mesurée sur le faciès de rupture.

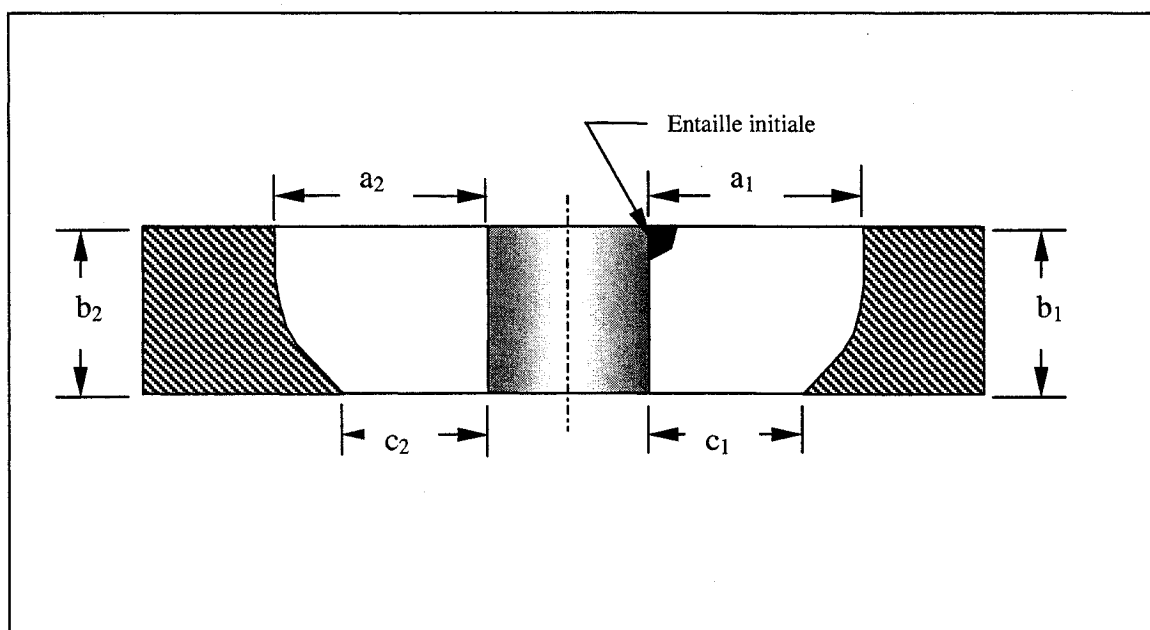


Figure E.1 Dimensions mesurées

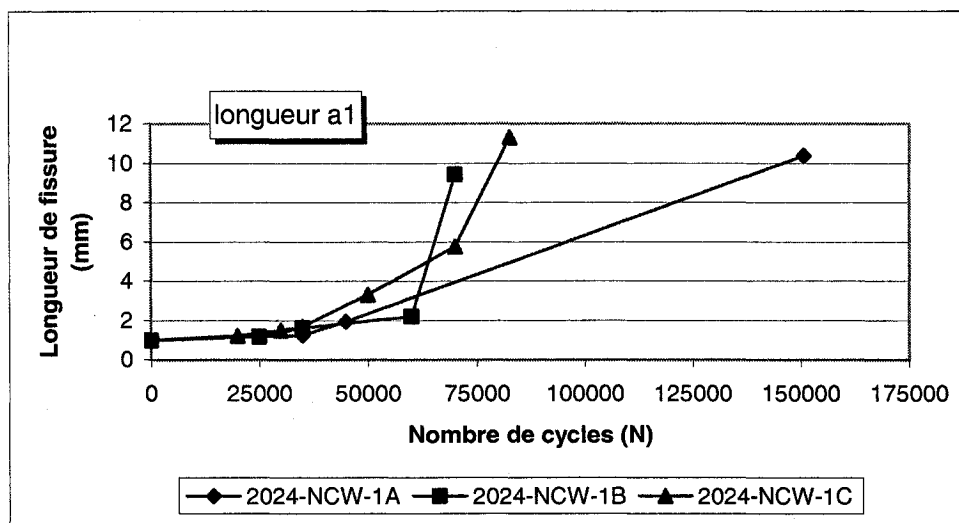


Figure E.2 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

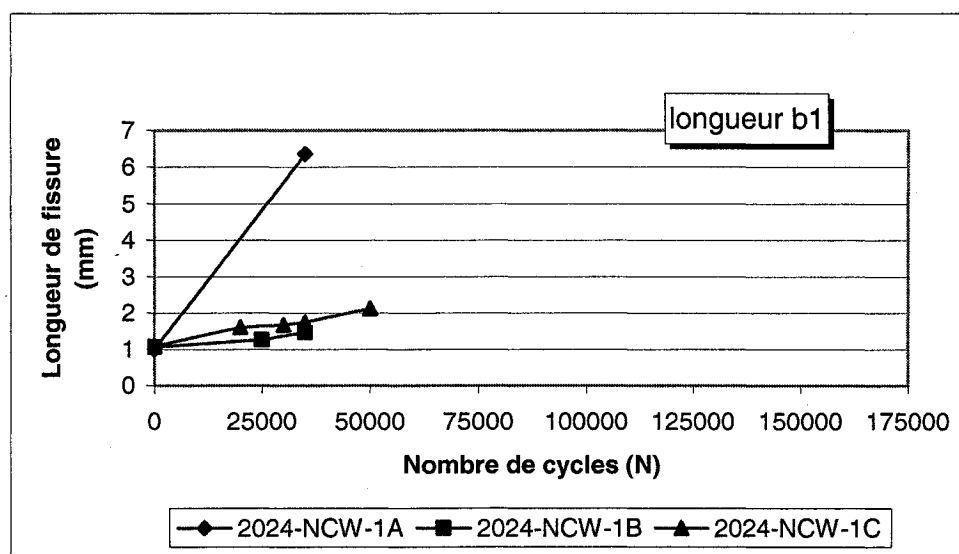


Figure E.3 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

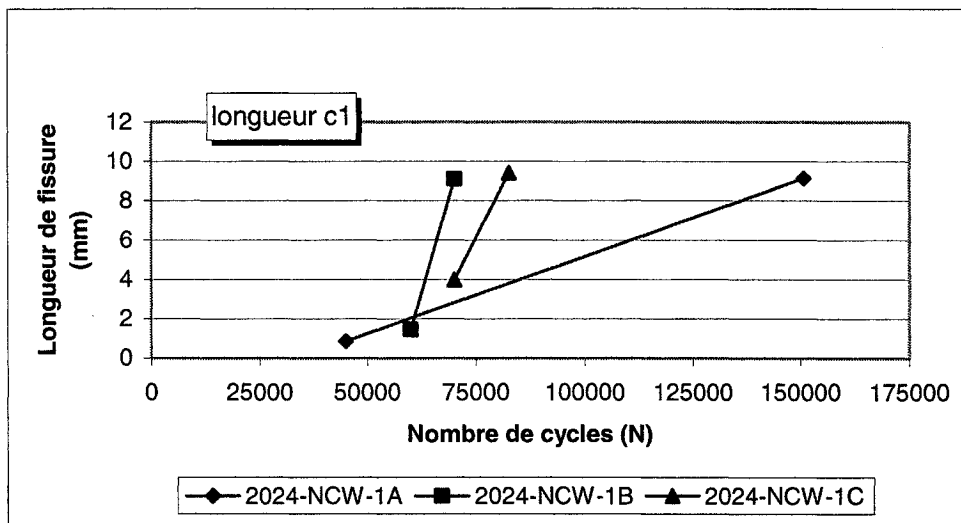


Figure E.4 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

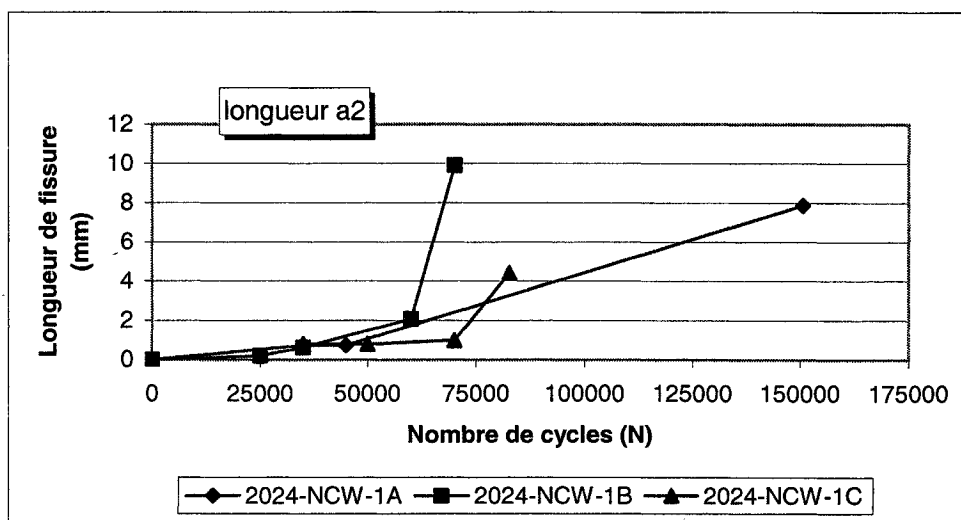


Figure E.5 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

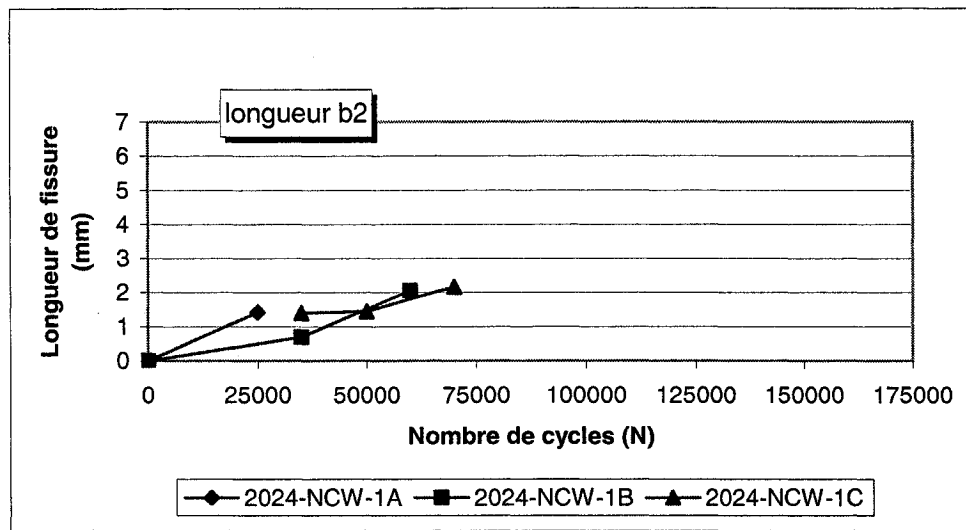


Figure E.6 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

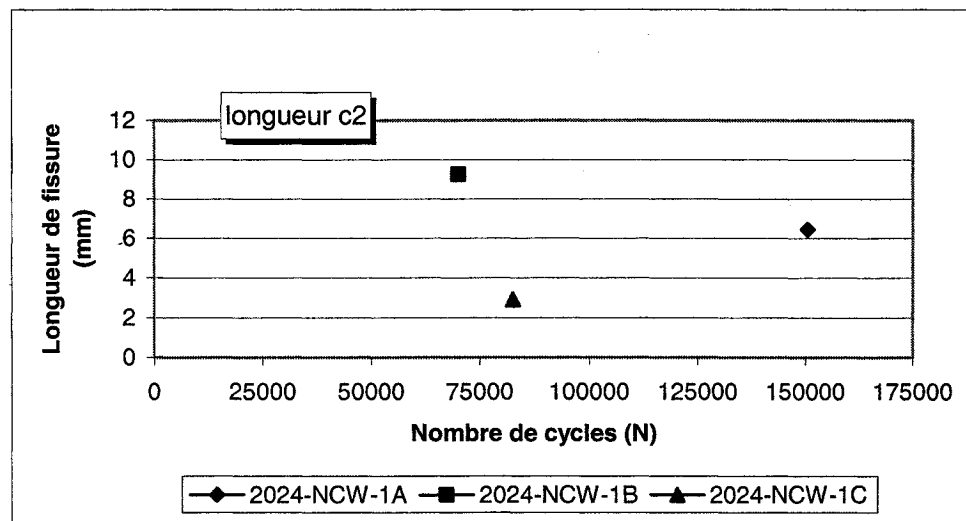


Figure E.7 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

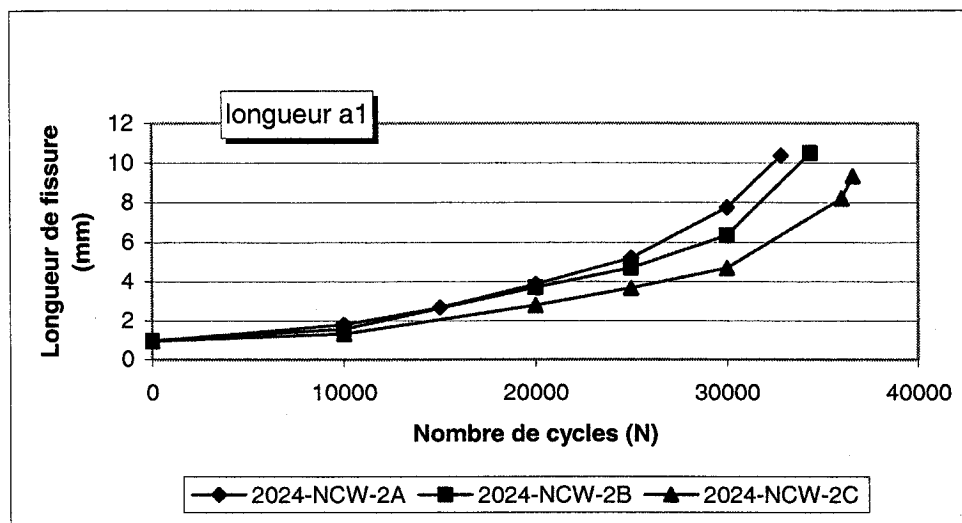


Figure E.8 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

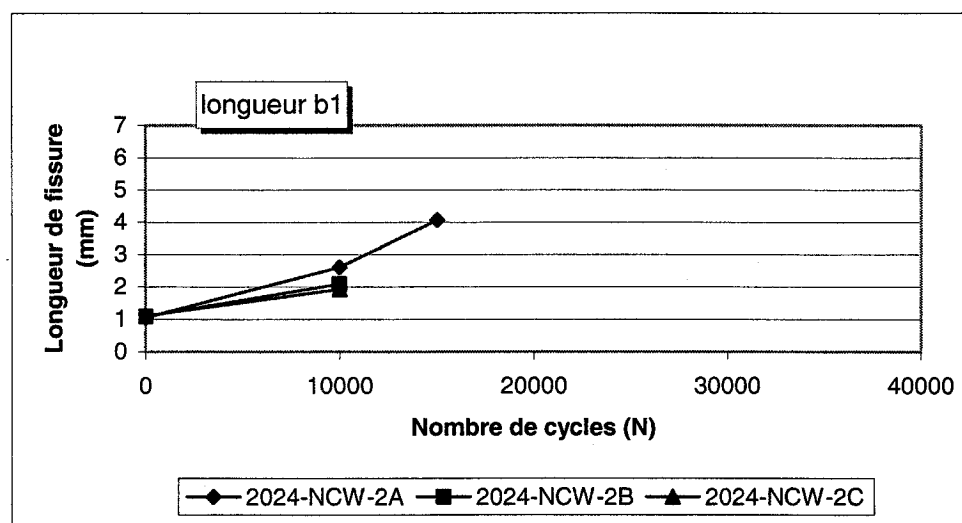


Figure E.9 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

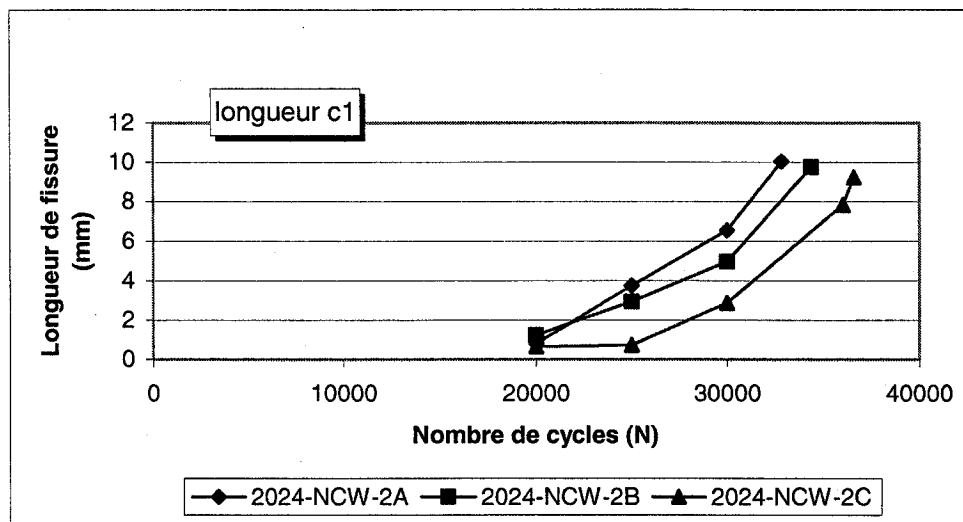


Figure E.10 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

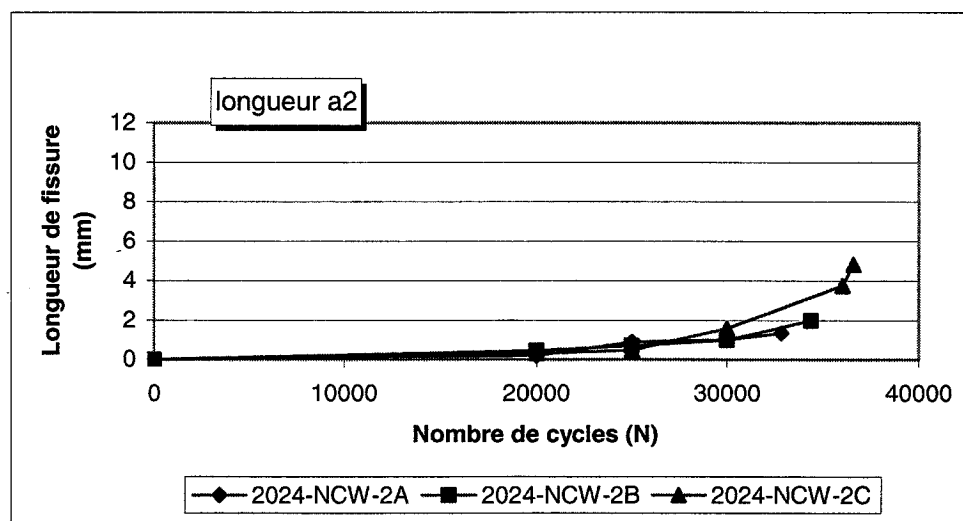


Figure E.11 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

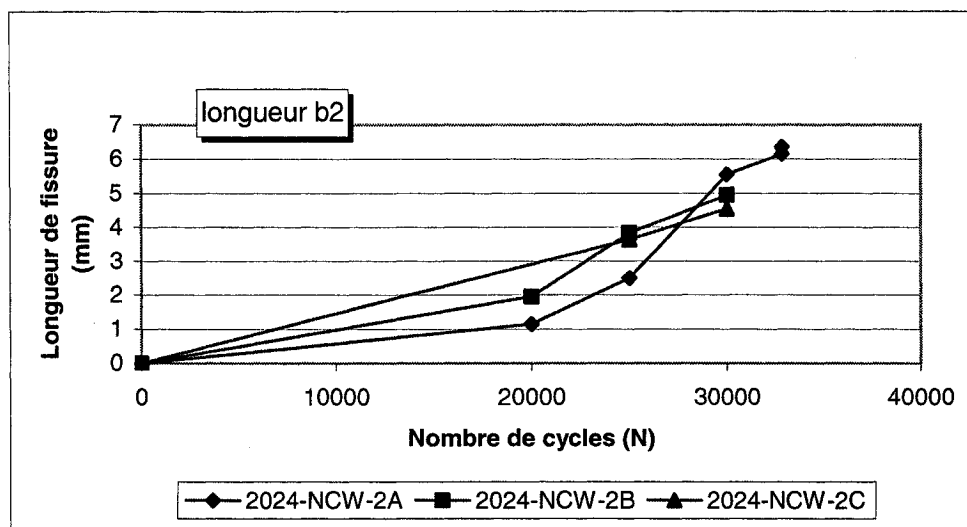


Figure E.12 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

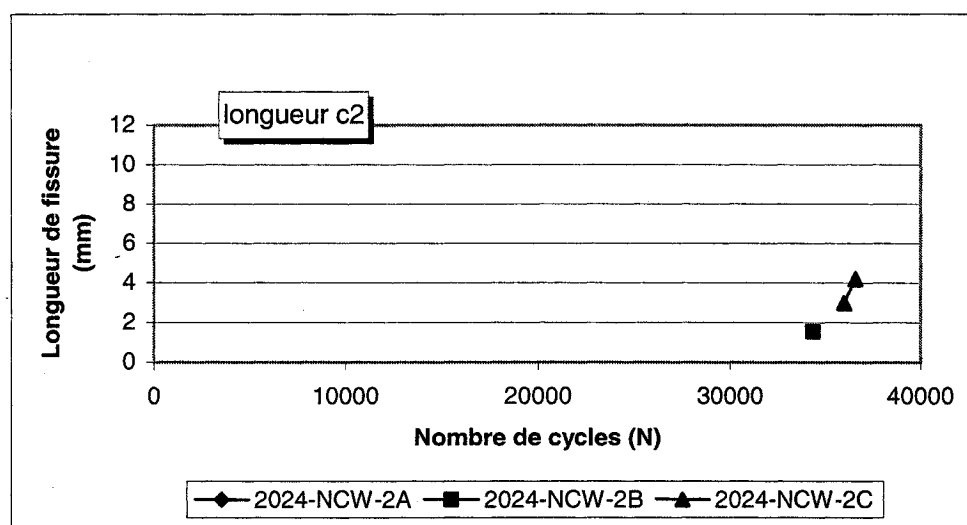


Figure E.13 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

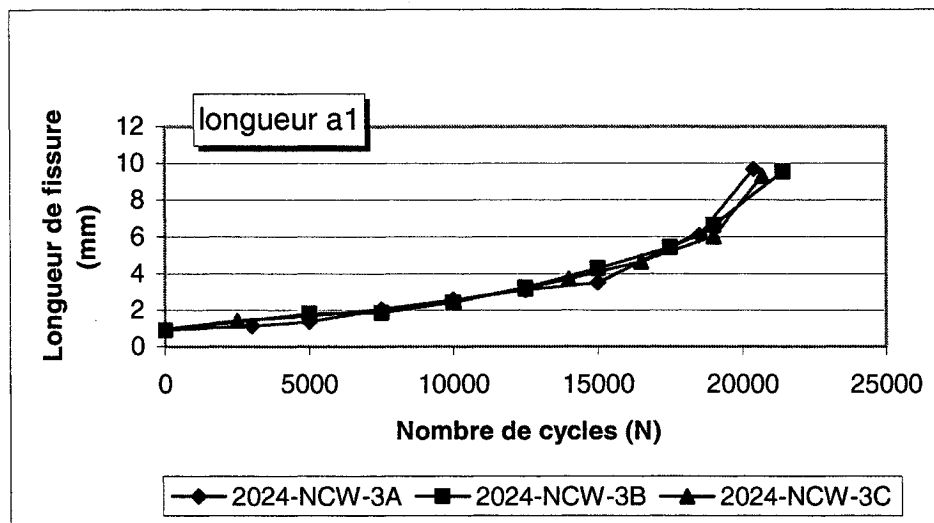


Figure E.14 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

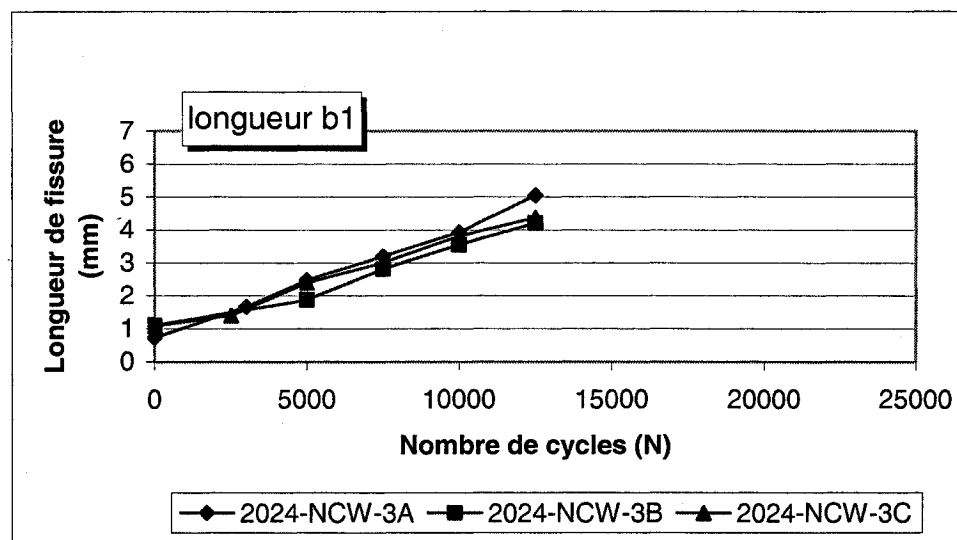


Figure E.15 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

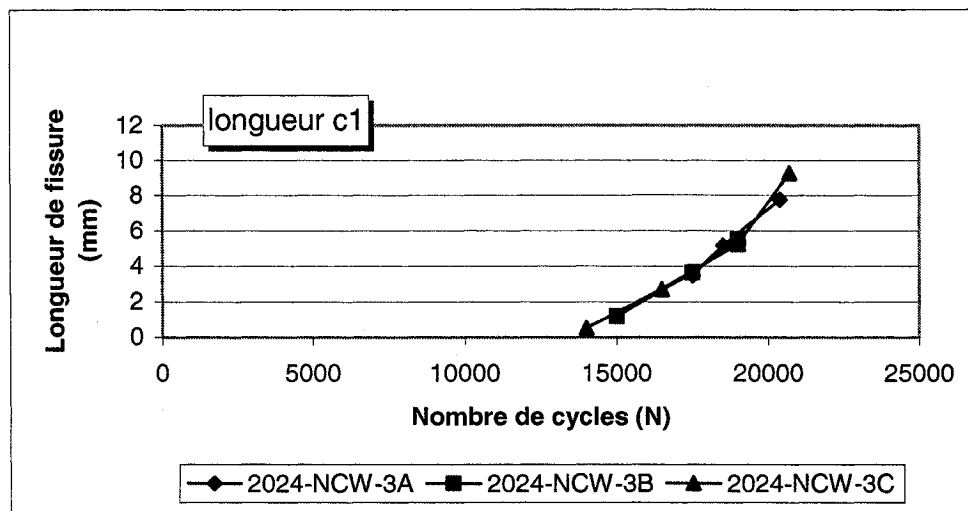


Figure E.16 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

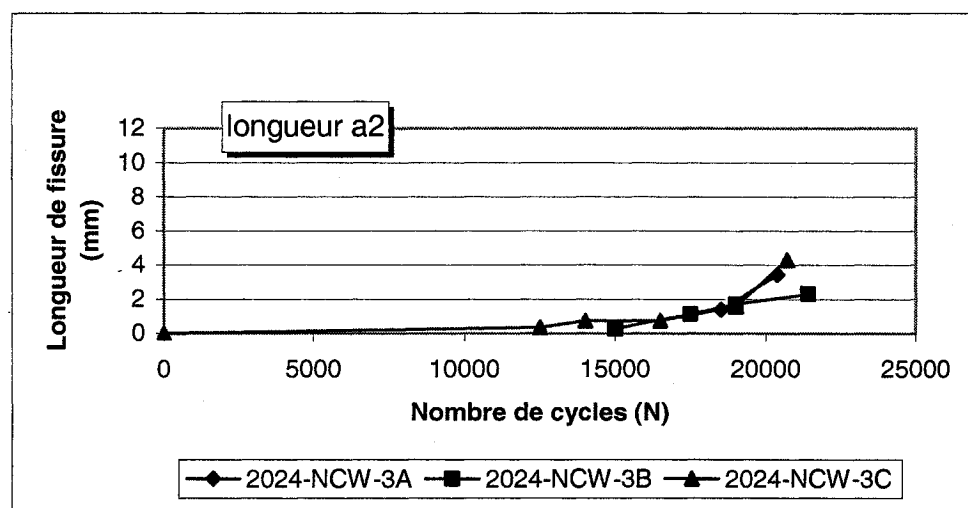


Figure E.17 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

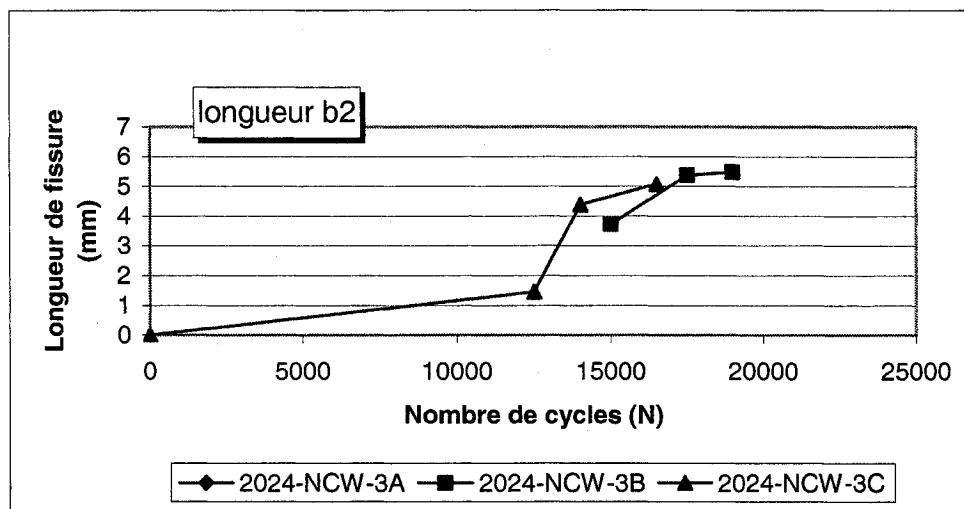


Figure E.18 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

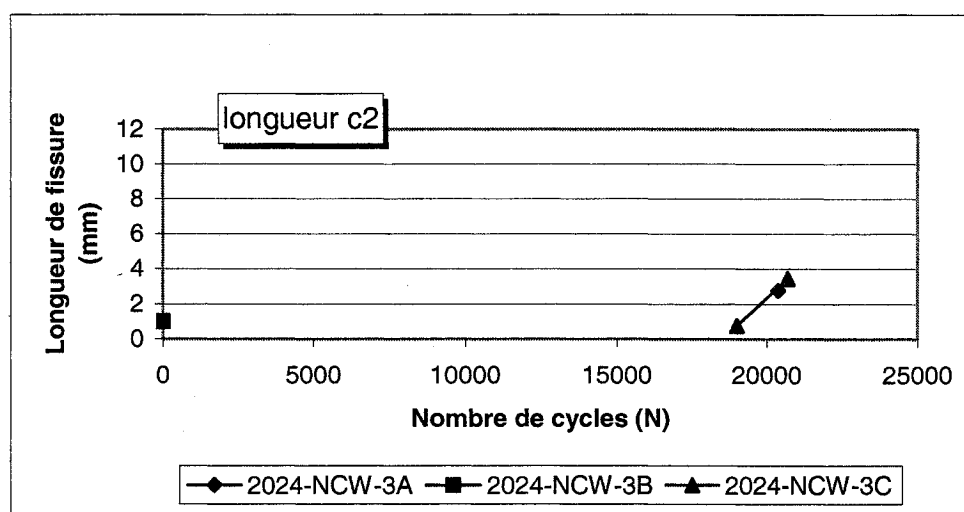


Figure E.19 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

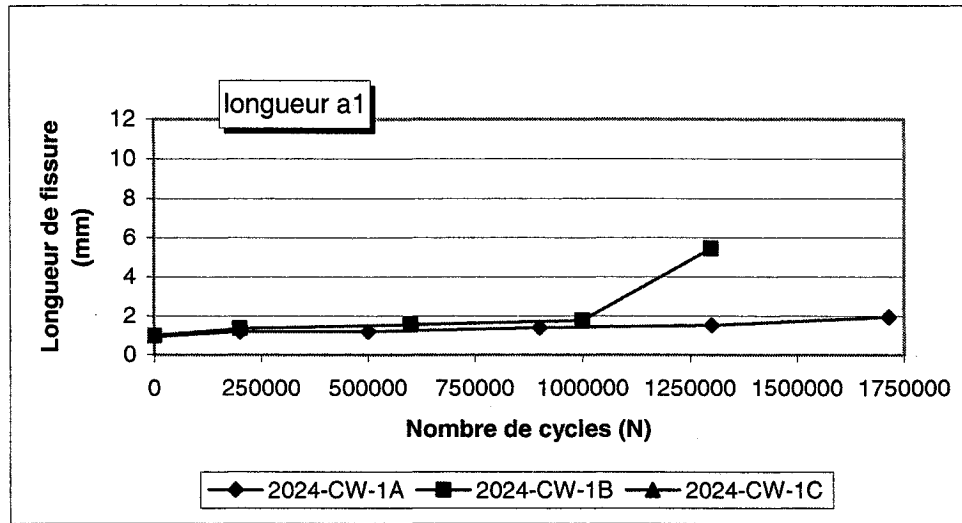


Figure E.20 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

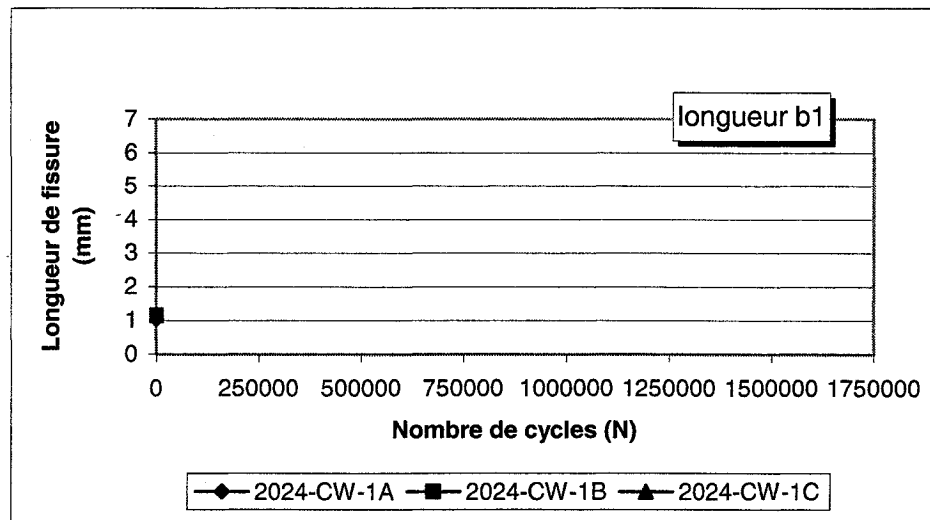


Figure E.21 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

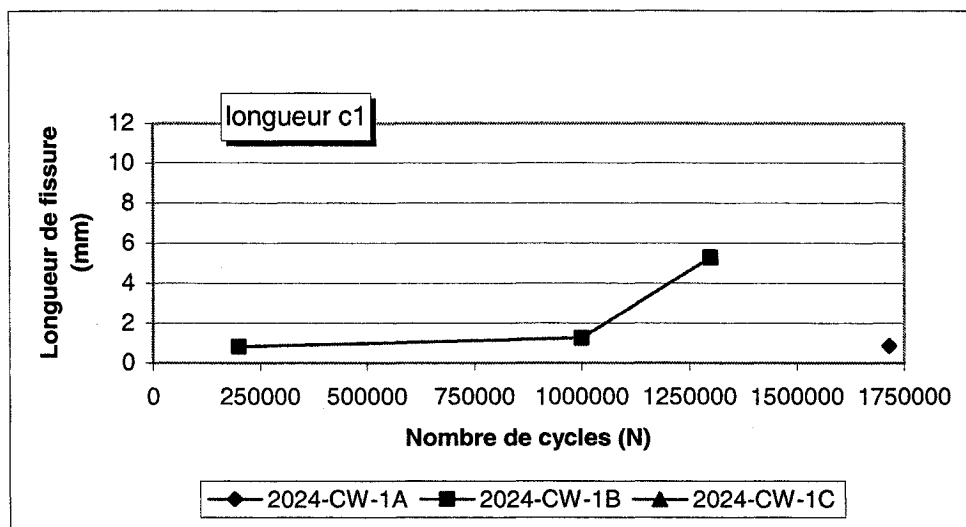


Figure E.22 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

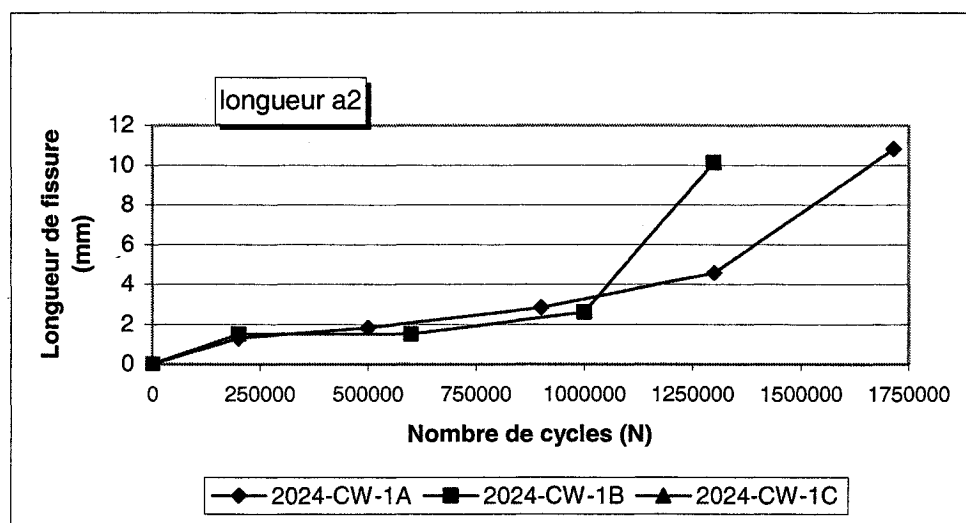


Figure E.23 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

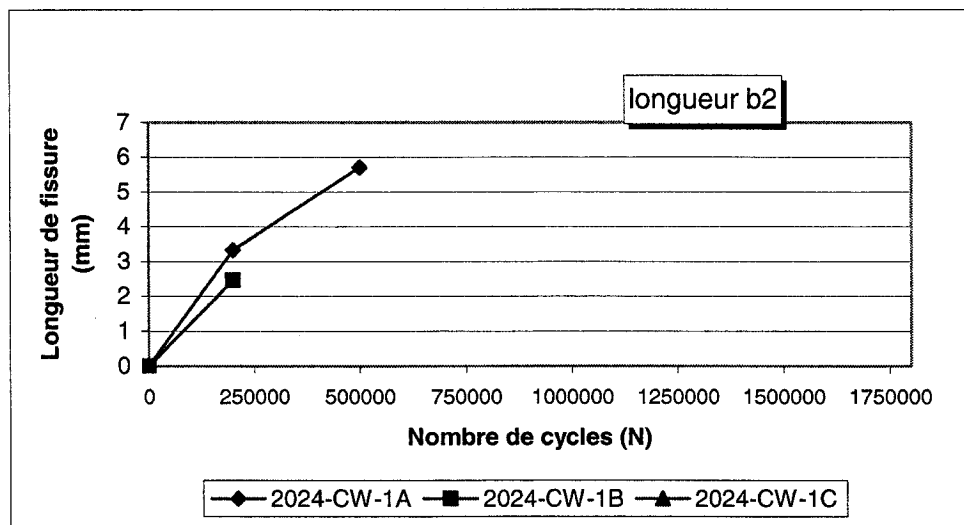


Figure E.24 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

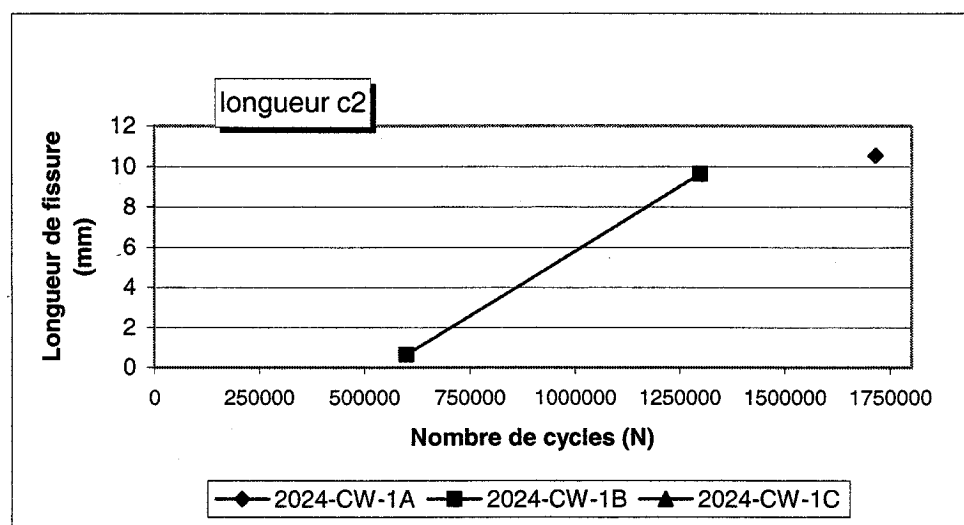


Figure E.25 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

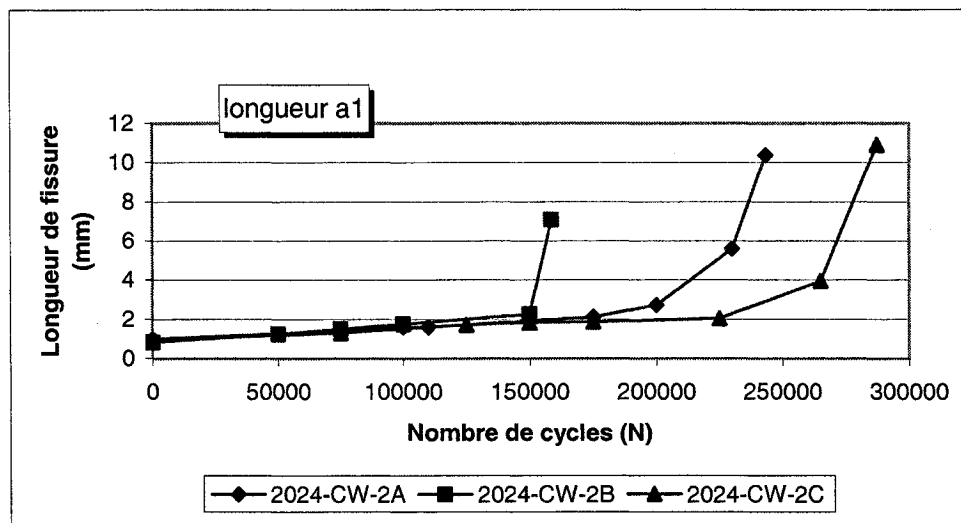


Figure E.26 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

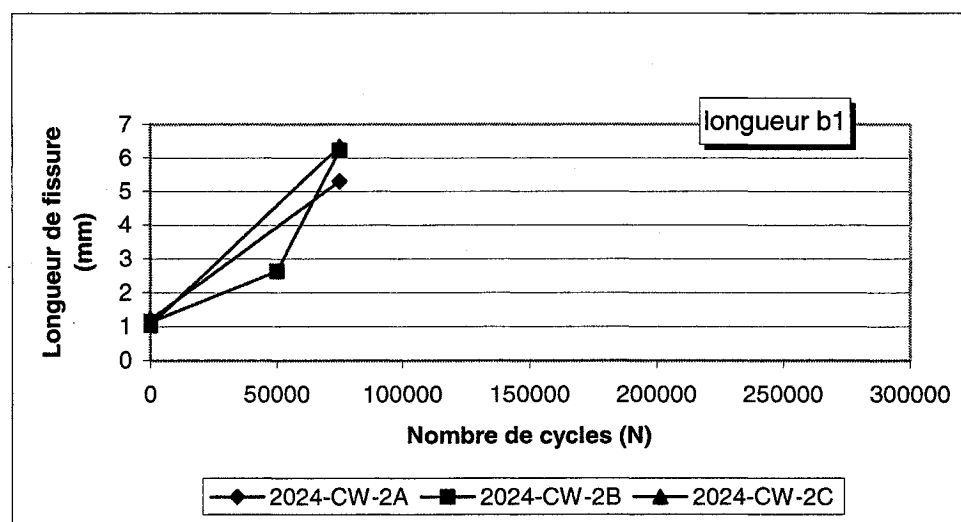


Figure E.27 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

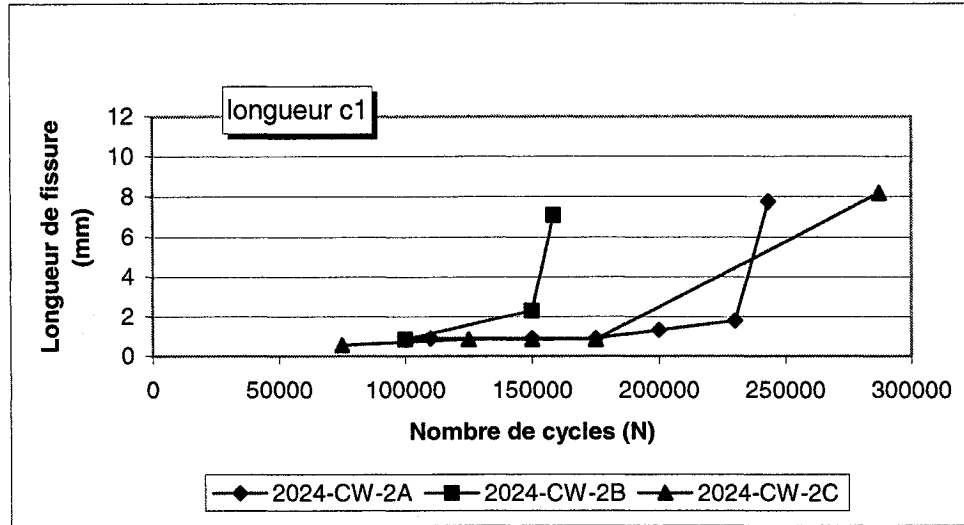


Figure E.28 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

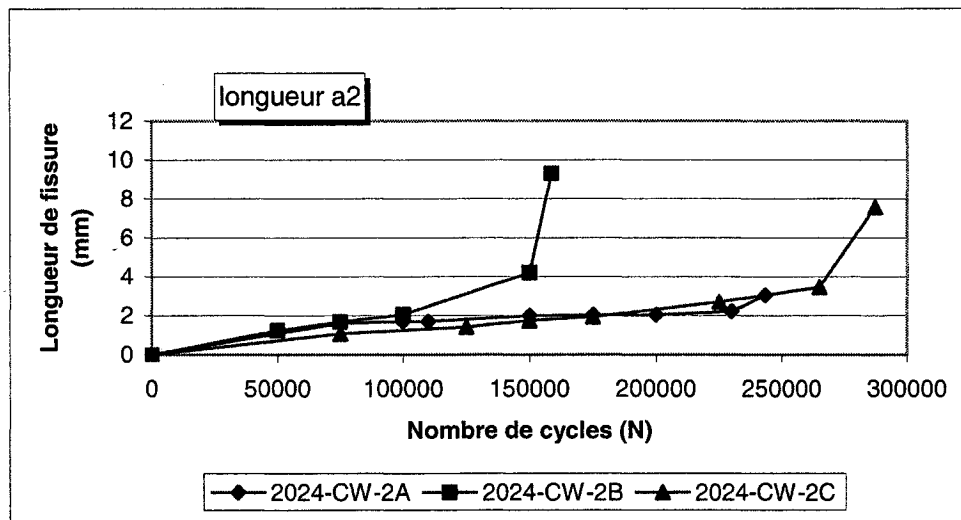


Figure E.29 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

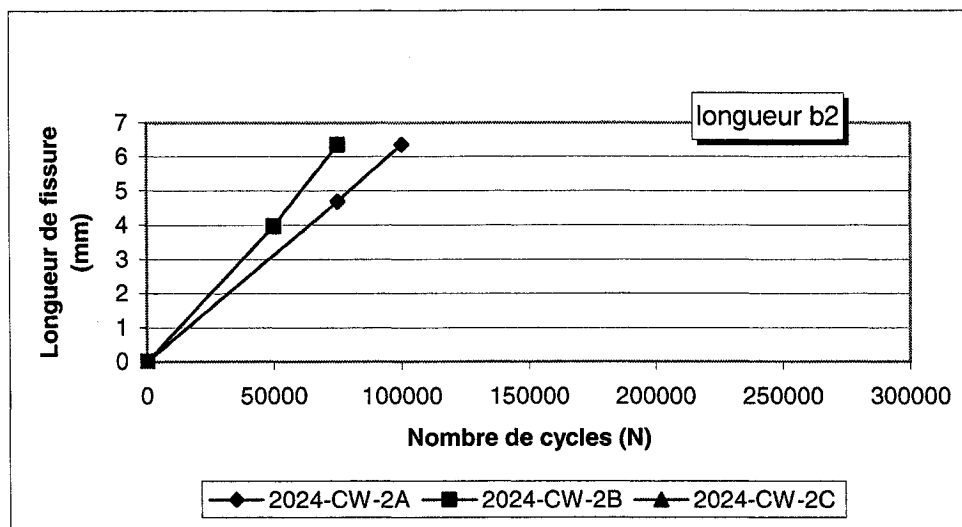


Figure E.30 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

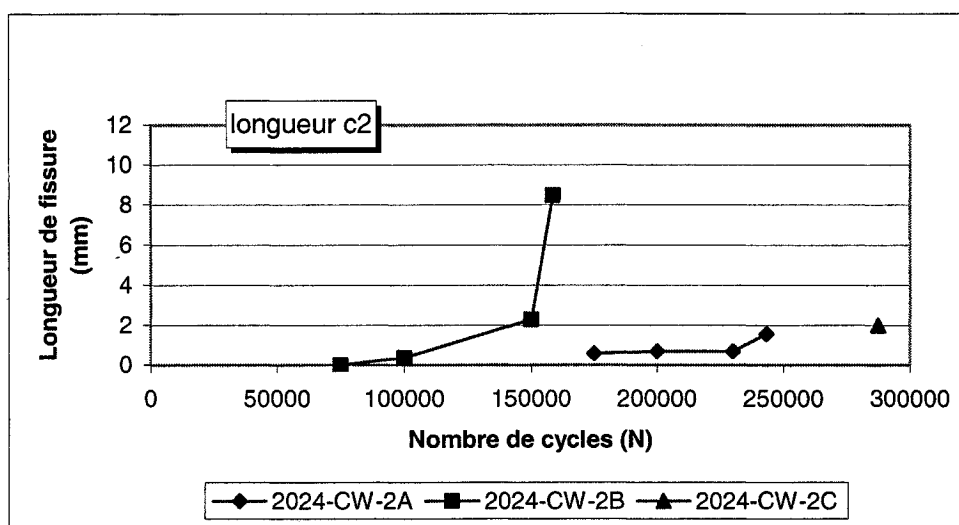


Figure E.31 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

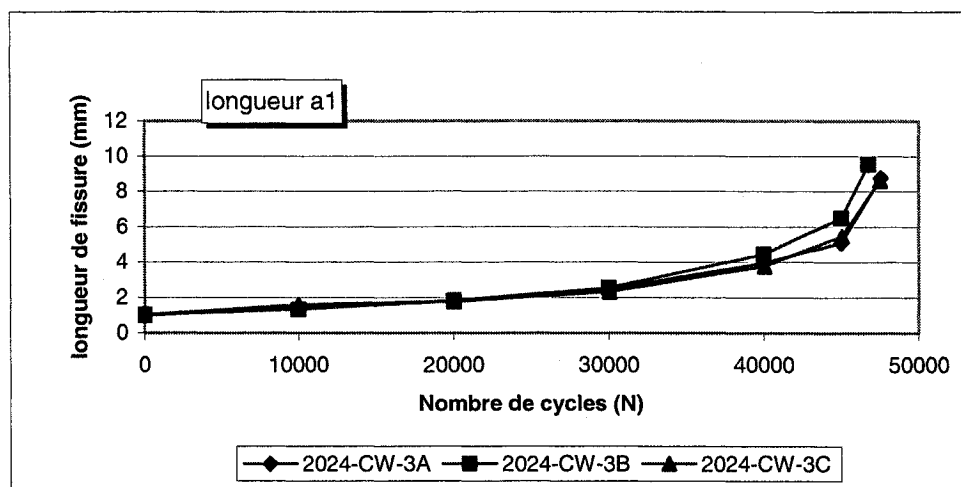


Figure E.32 Variation de la longueur de fissure a_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

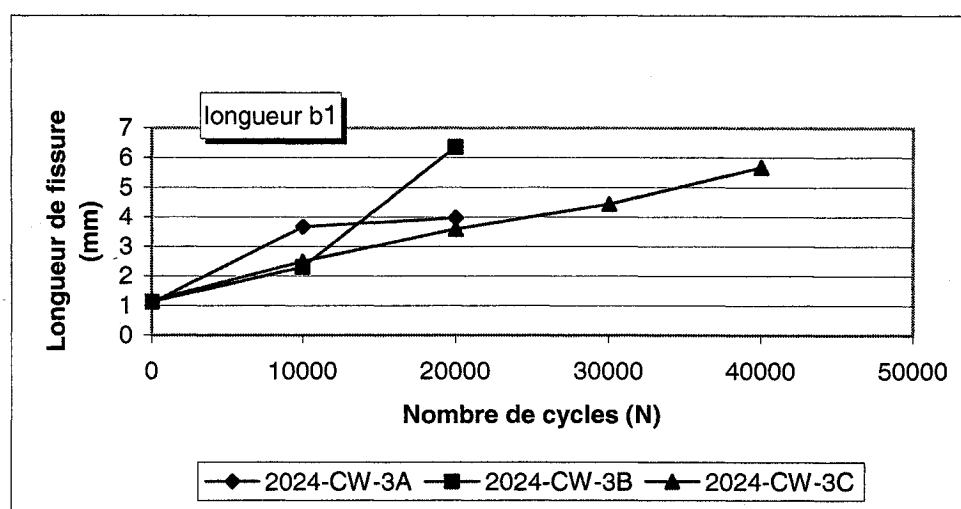


Figure E.33 Variation de la longueur de fissure b_I en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

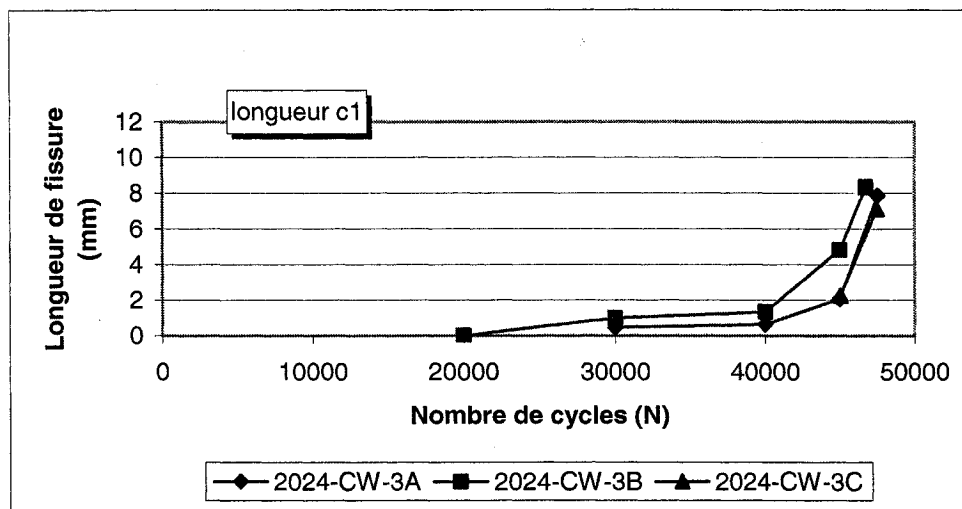


Figure E.34 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

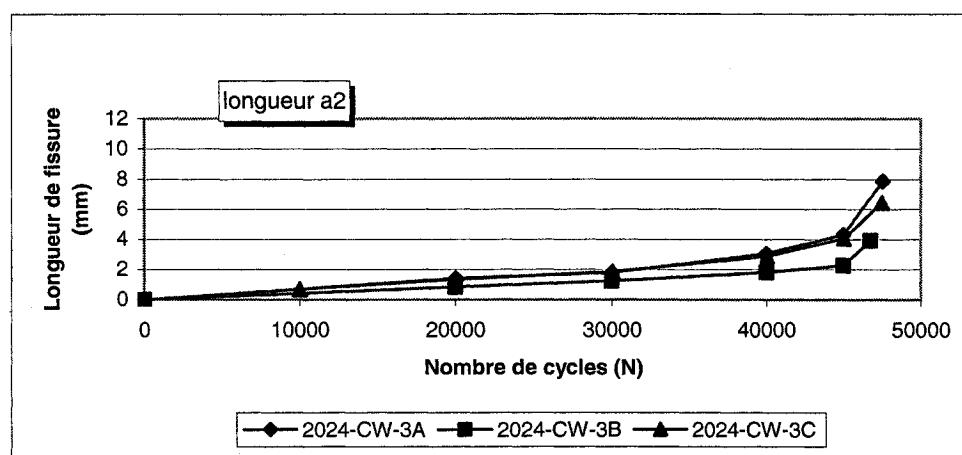


Figure E.35 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

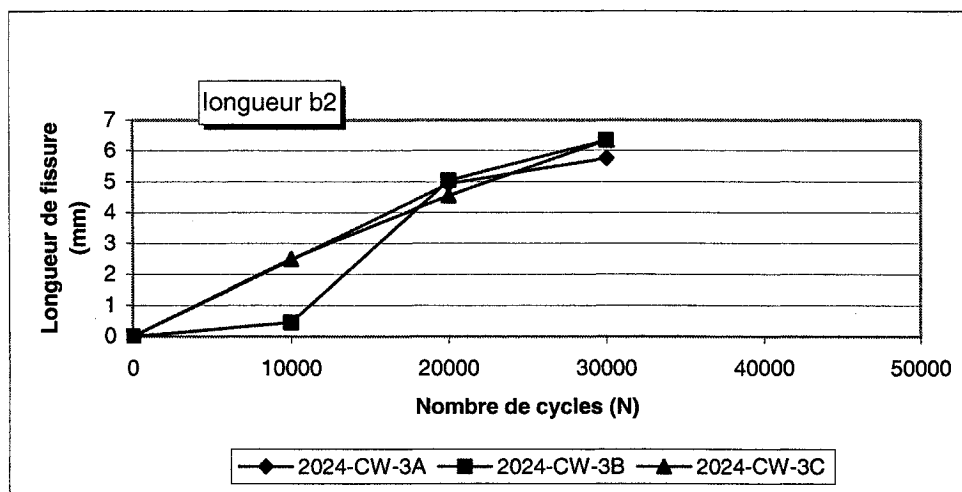


Figure E.36 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

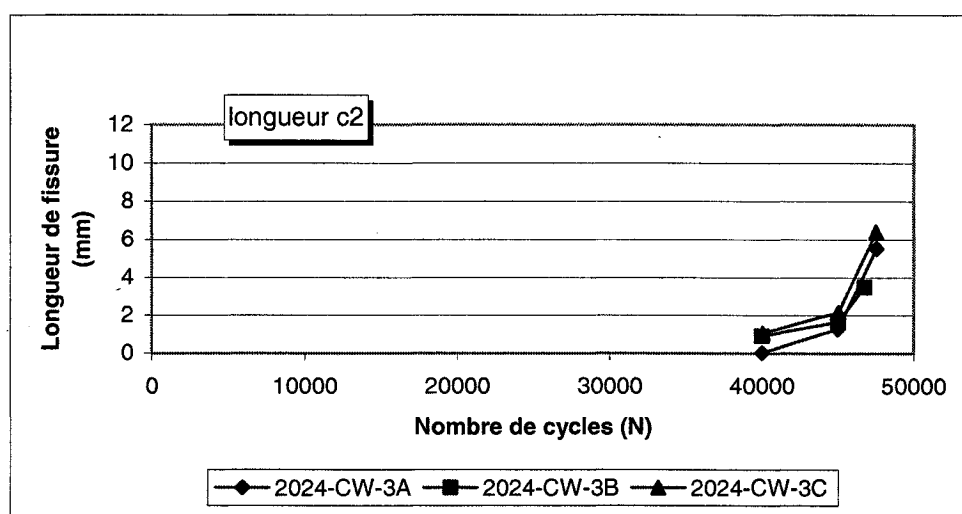


Figure E.37 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

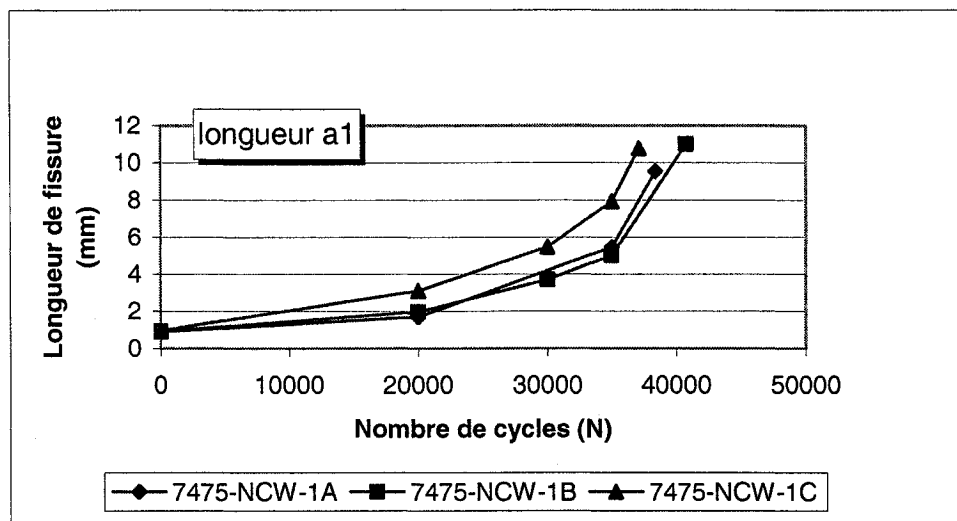


Figure E.38 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

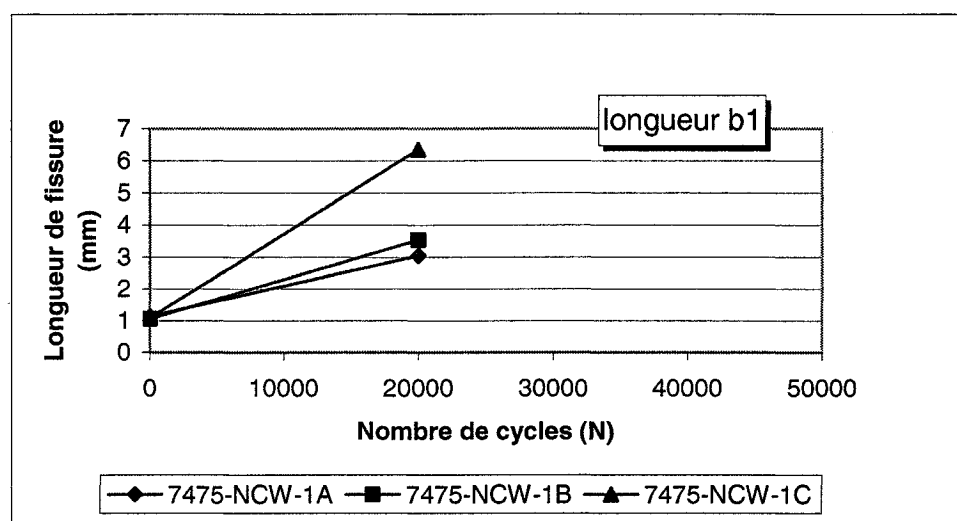


Figure E.39 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

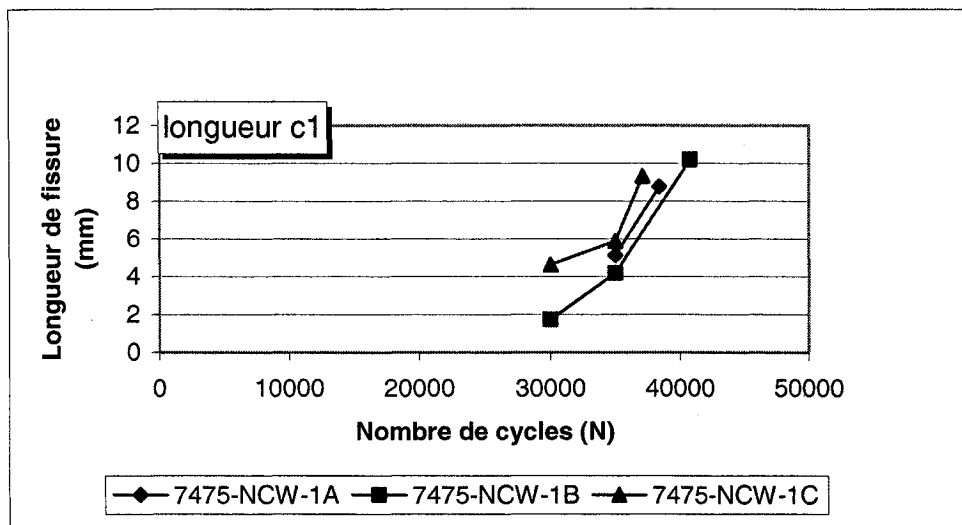


Figure E.40 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

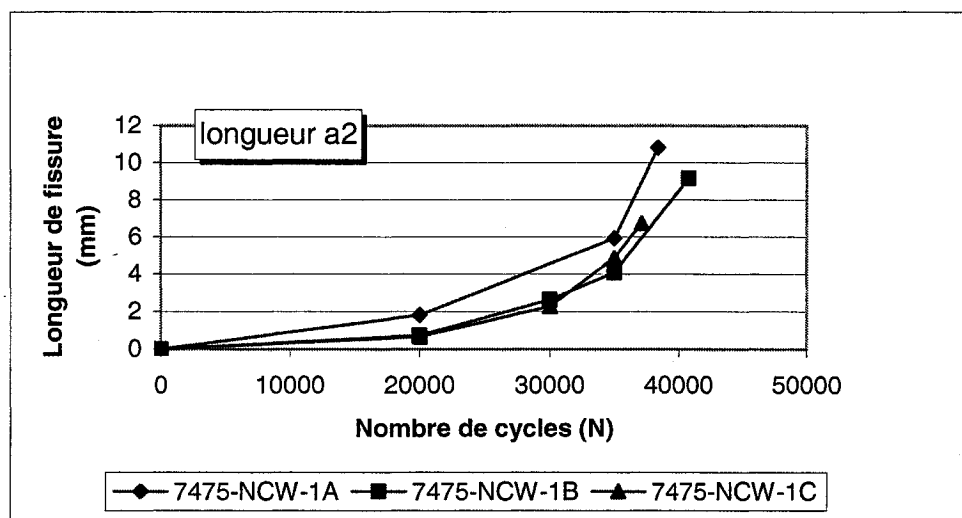


Figure E.41 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

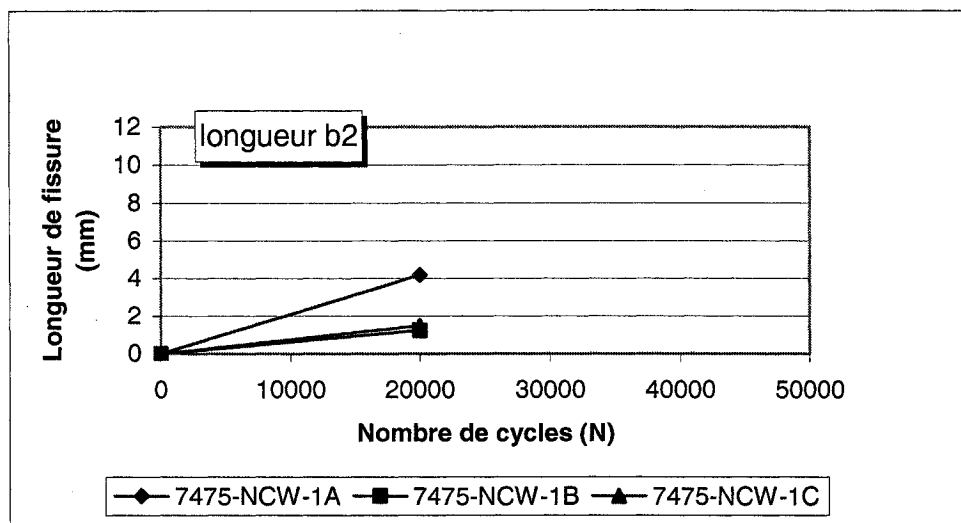


Figure E.42 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

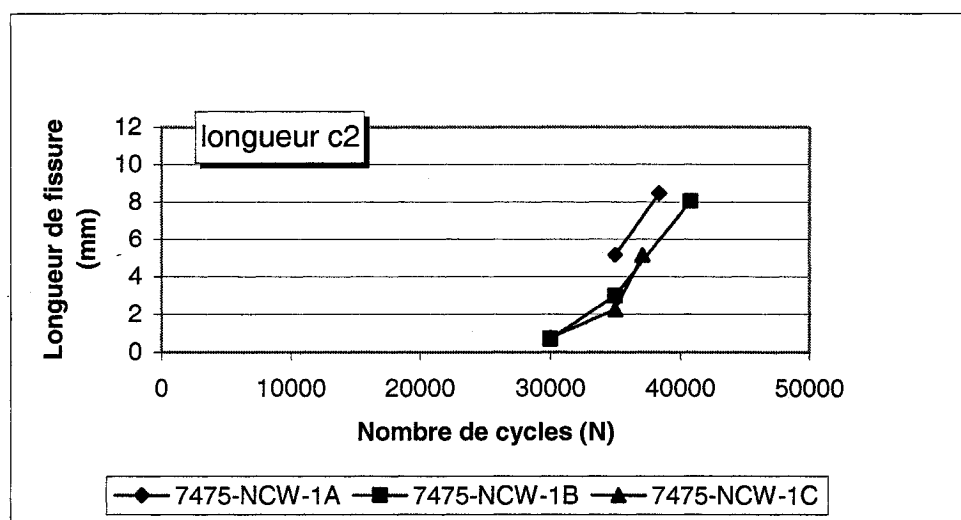


Figure E.43 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 1

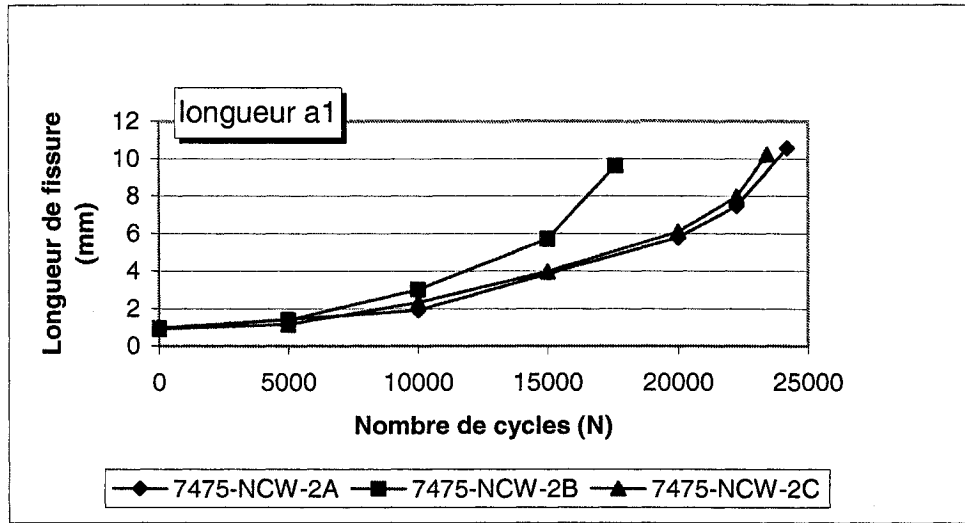


Figure E.44 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

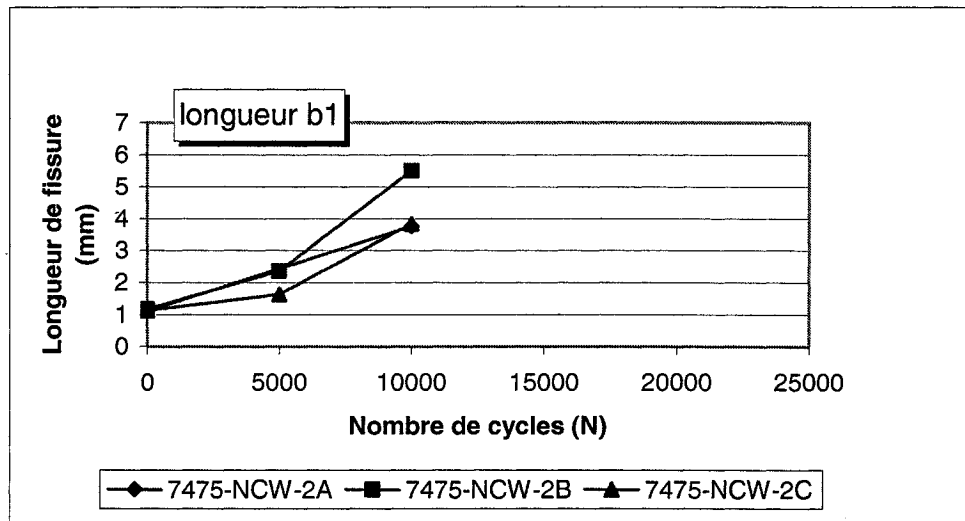


Figure E.45 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

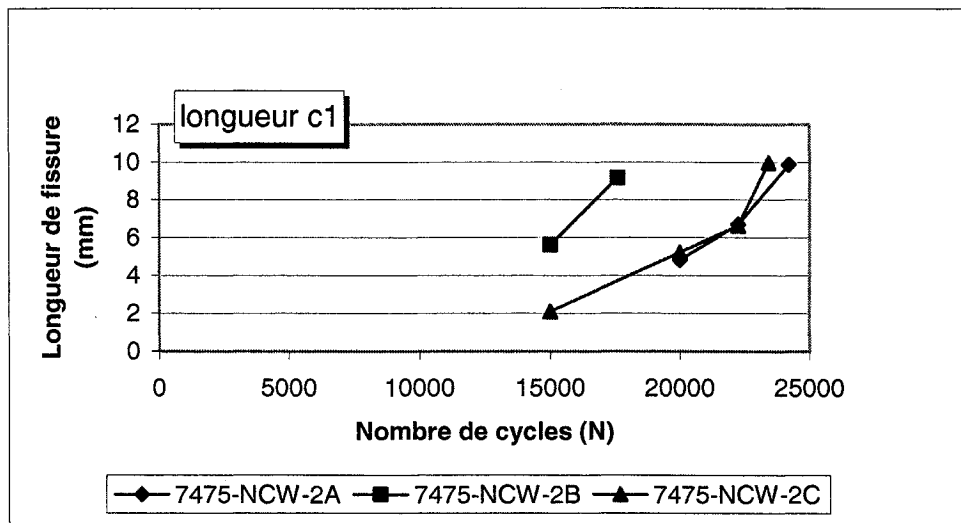


Figure E.46 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

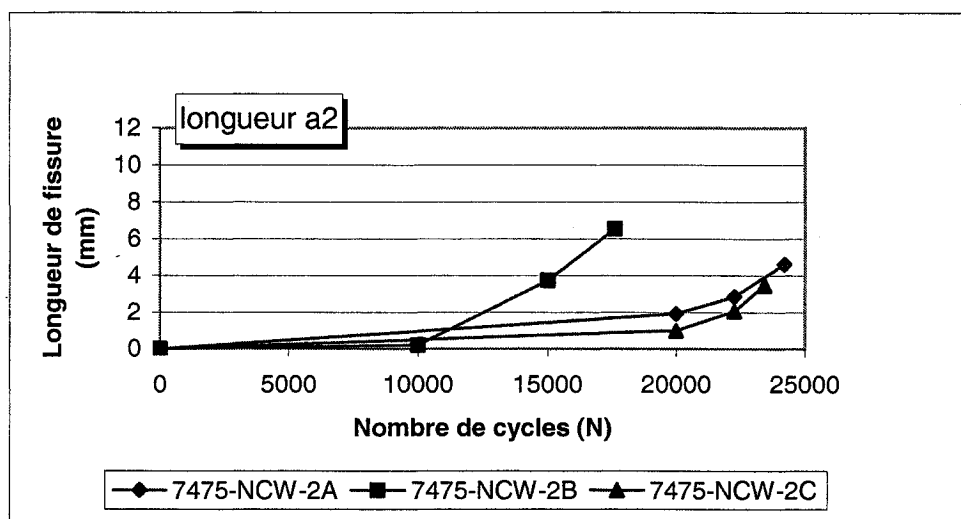


Figure E.47 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

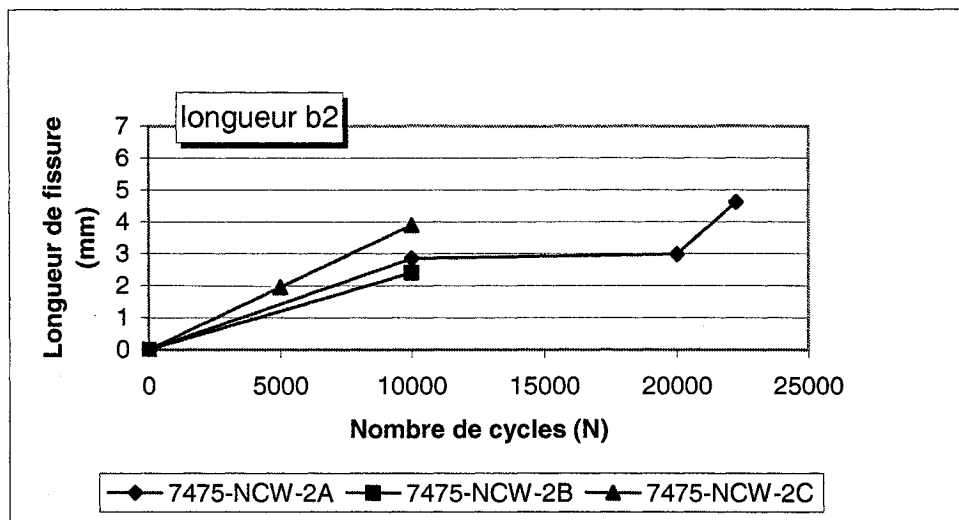


Figure E.48 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

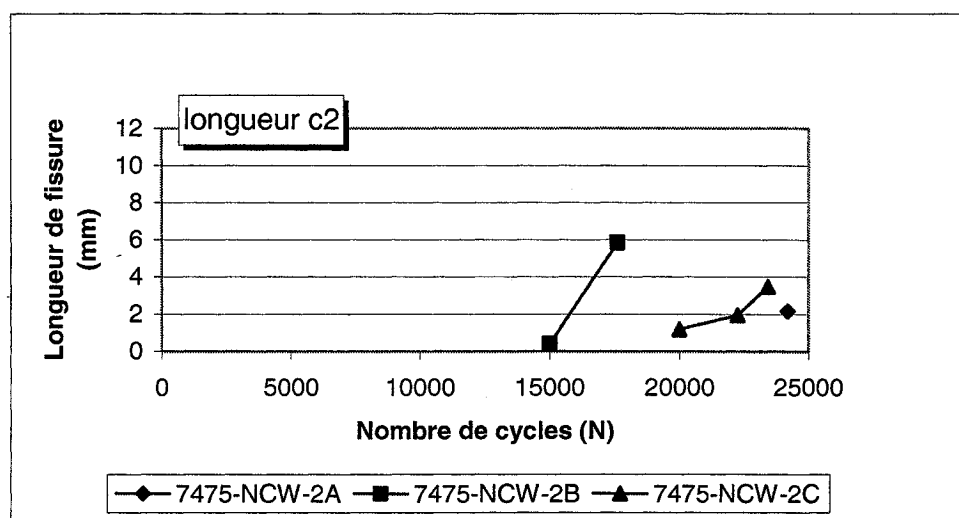


Figure E.49 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 2

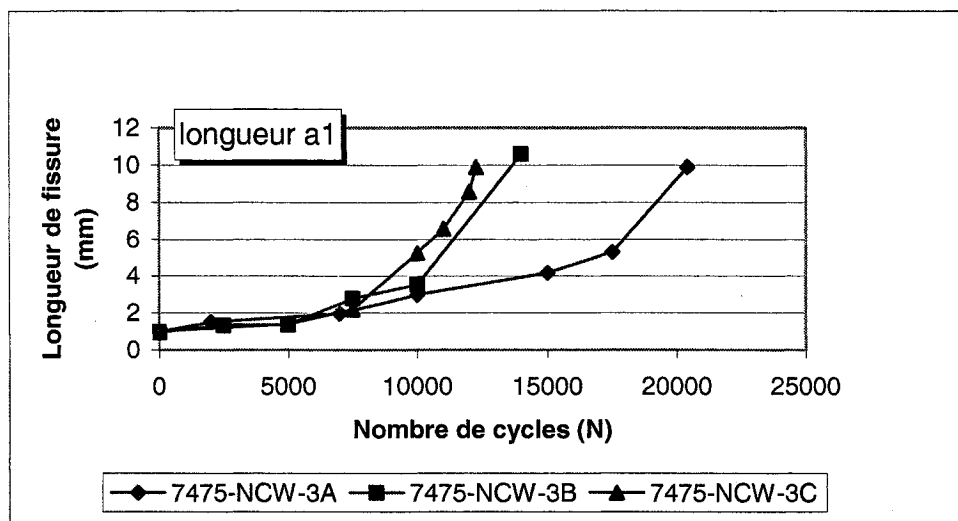


Figure E.50 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

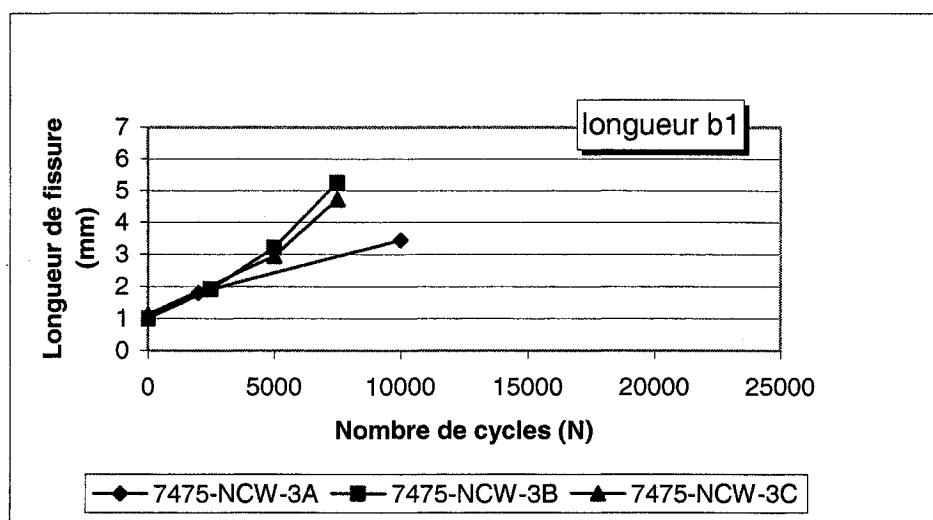


Figure E.51 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

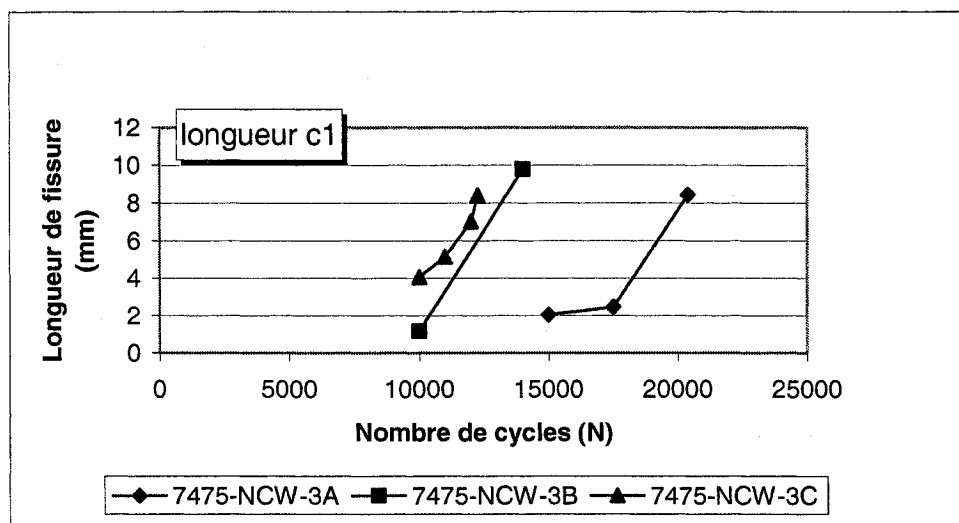


Figure E.52 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

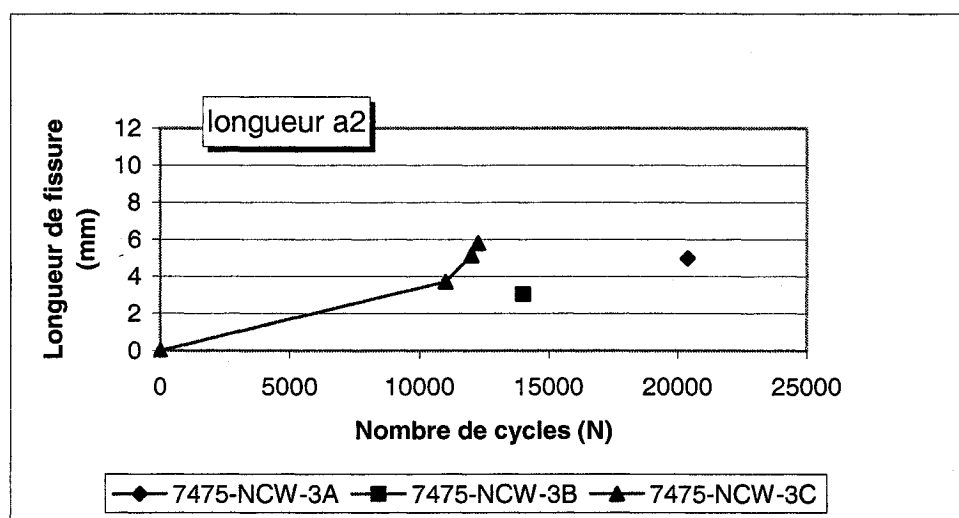


Figure E.53 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

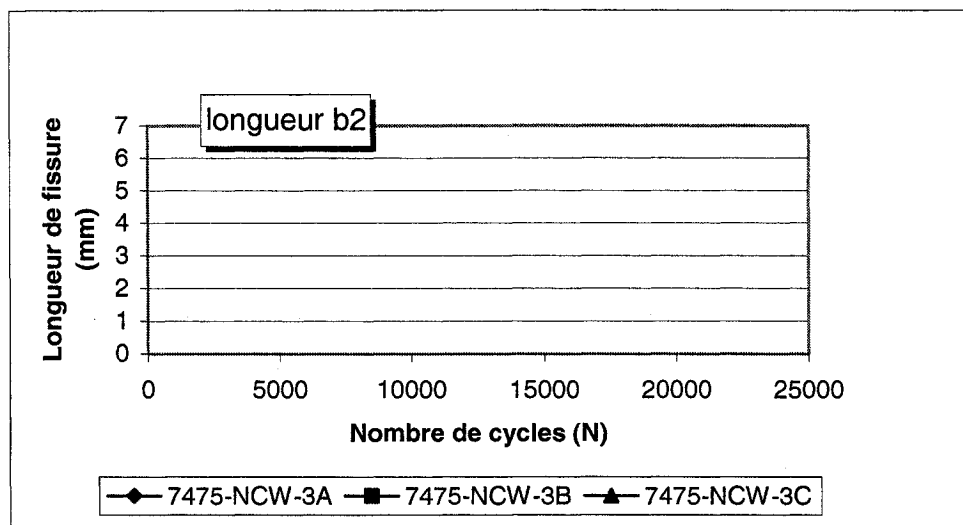


Figure E.54 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

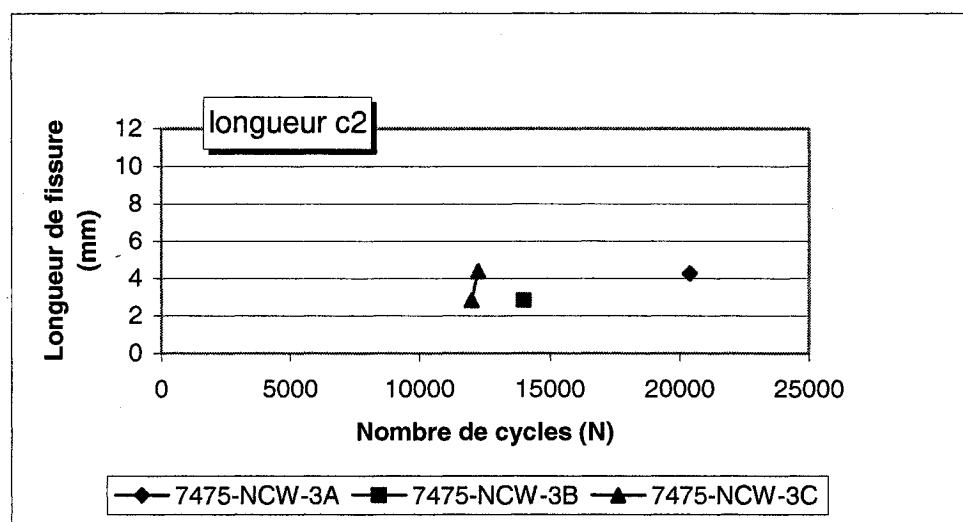


Figure E.55 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou non-écroui soumis au chargement cyclique 3

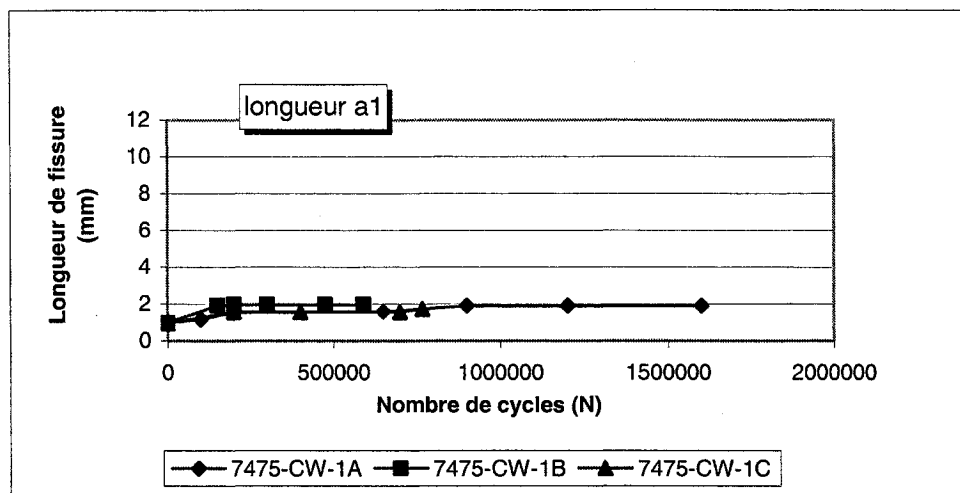


Figure E.56 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

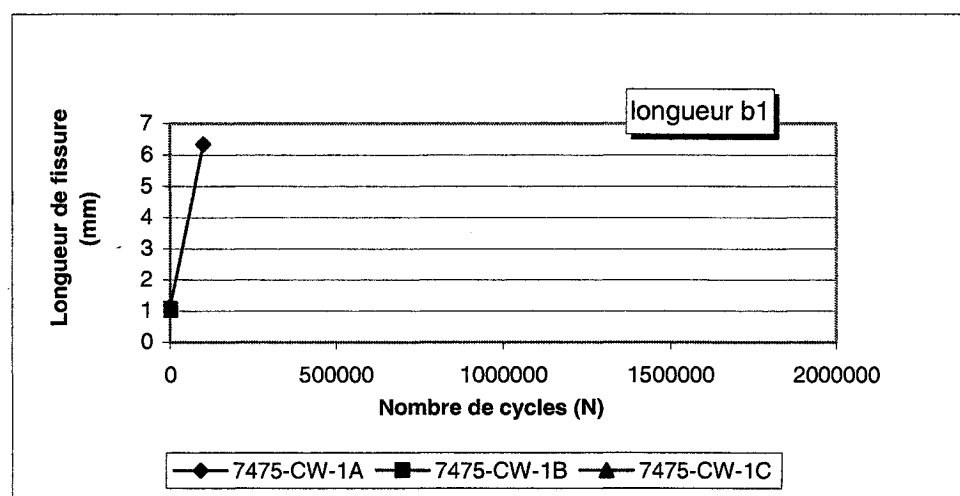


Figure E.57 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

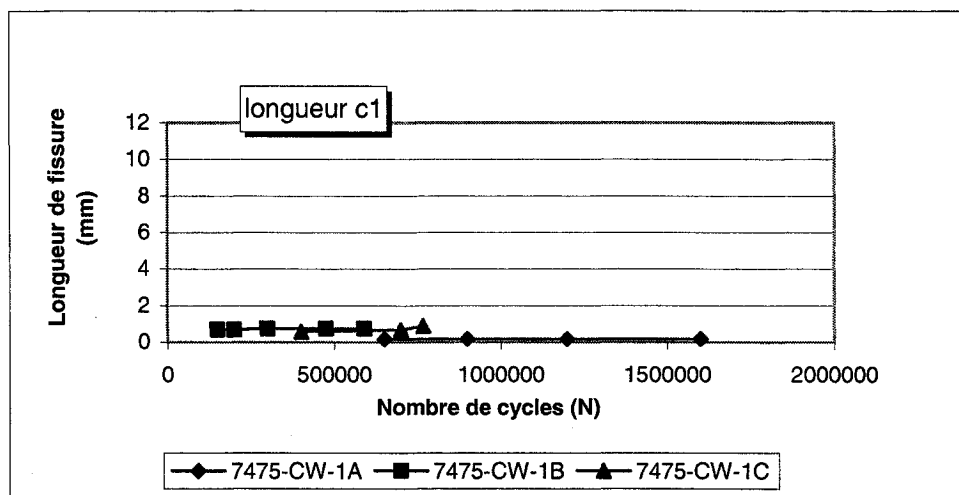


Figure E.58 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

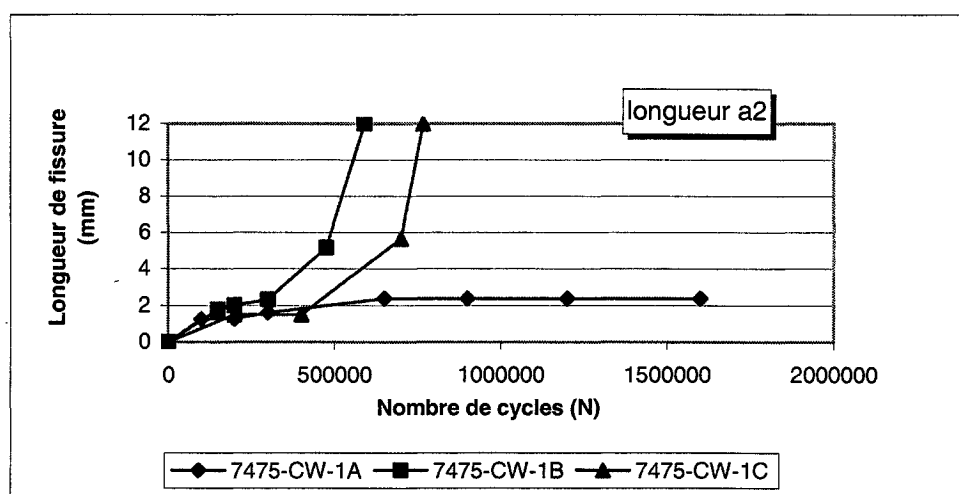


Figure E.59 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

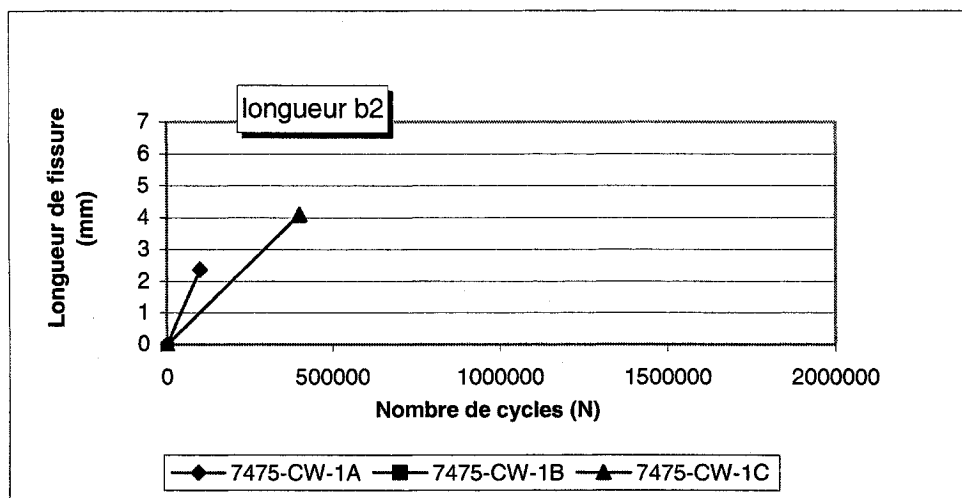


Figure E.60 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

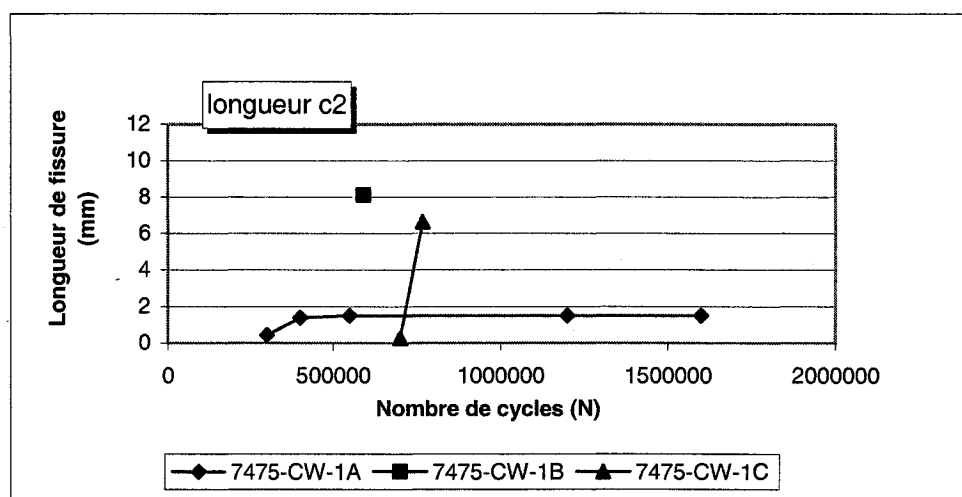


Figure E.61 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 1

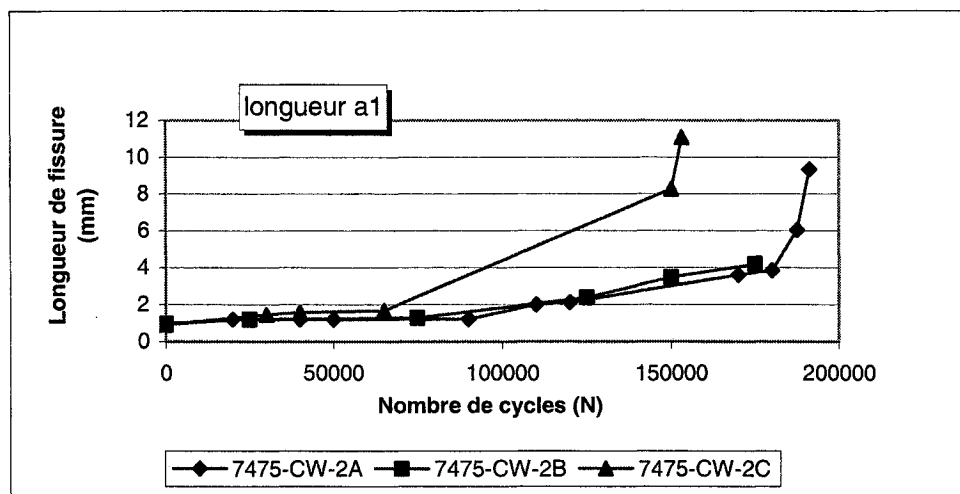


Figure E.62 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

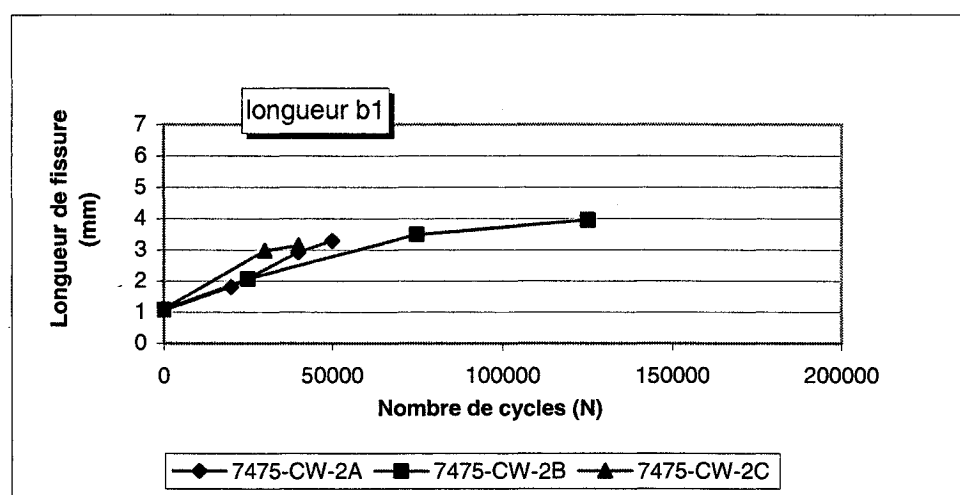


Figure E.63 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

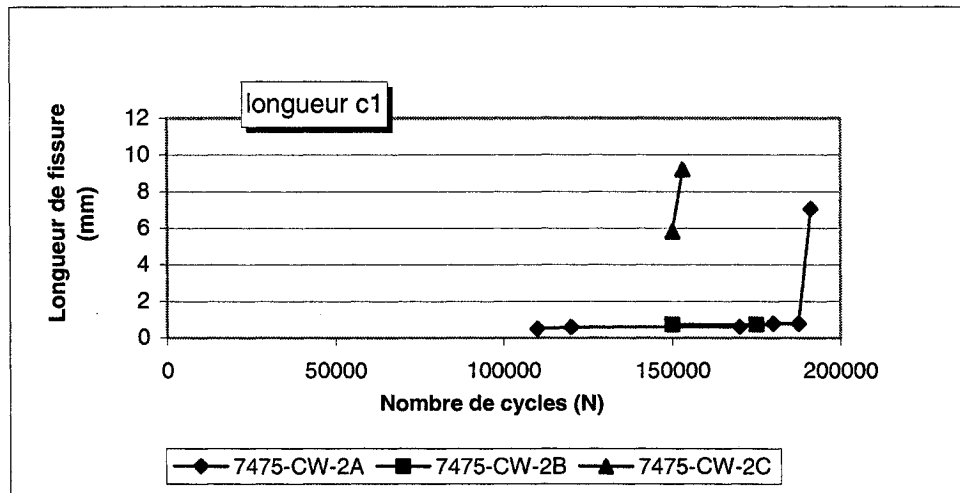


Figure E.64 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

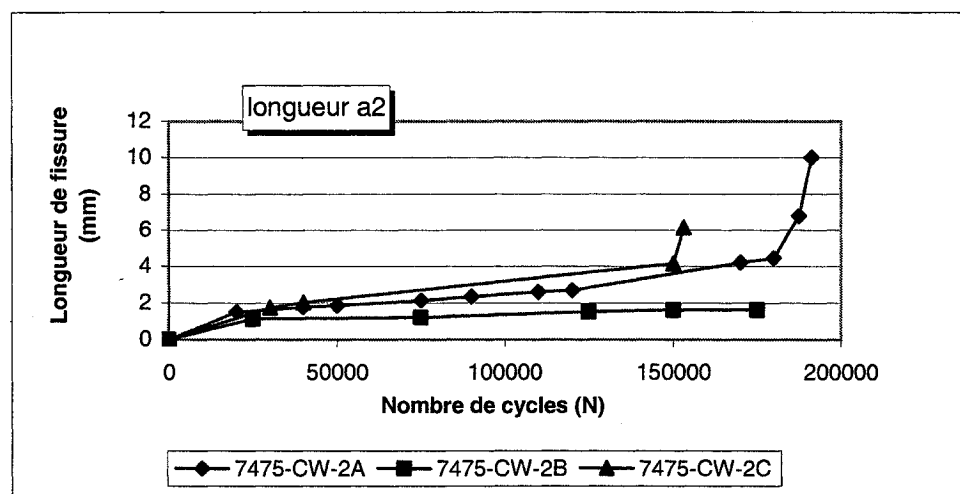


Figure E.65 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

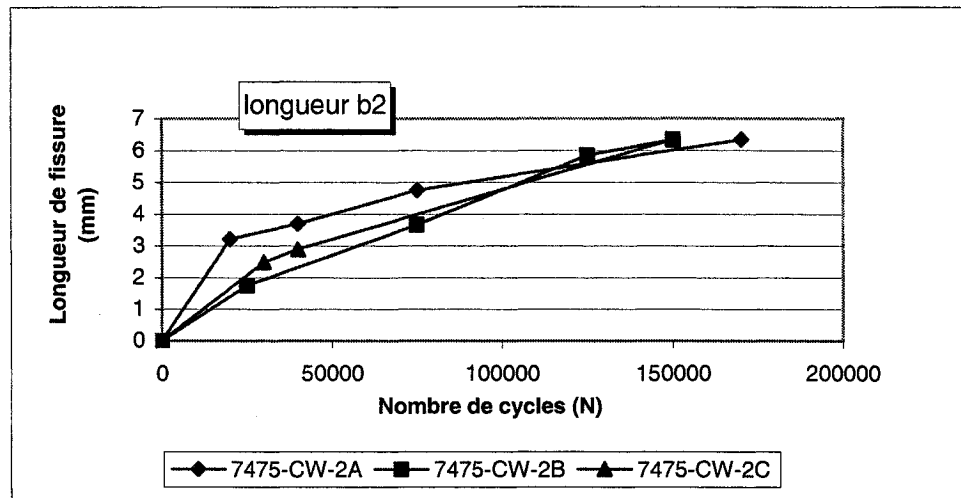


Figure E.66 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

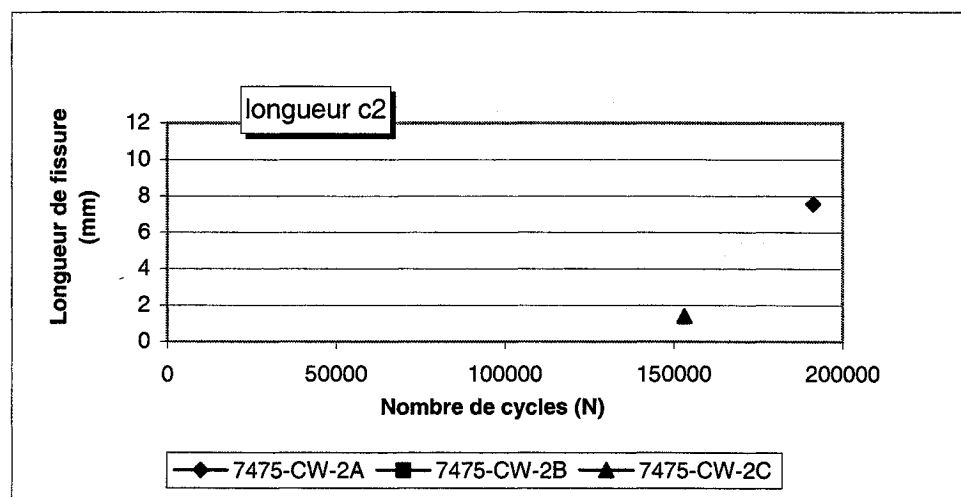


Figure E.67 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 2

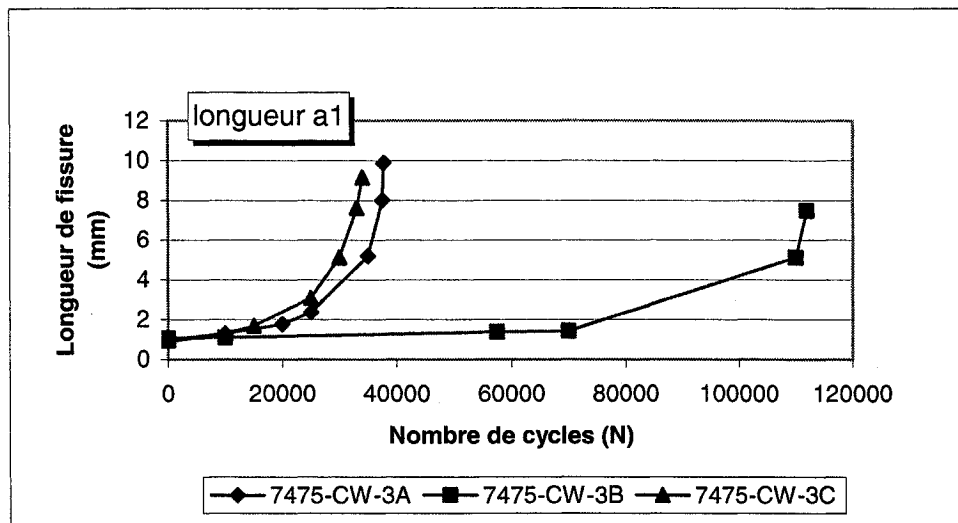


Figure E.68 Variation de la longueur de fissure a_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

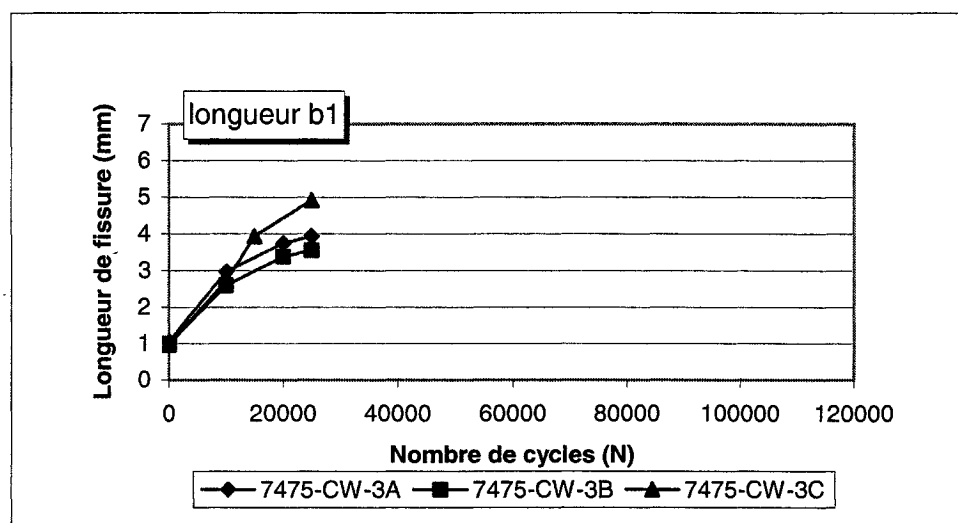


Figure E.69 Variation de la longueur de fissure b_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

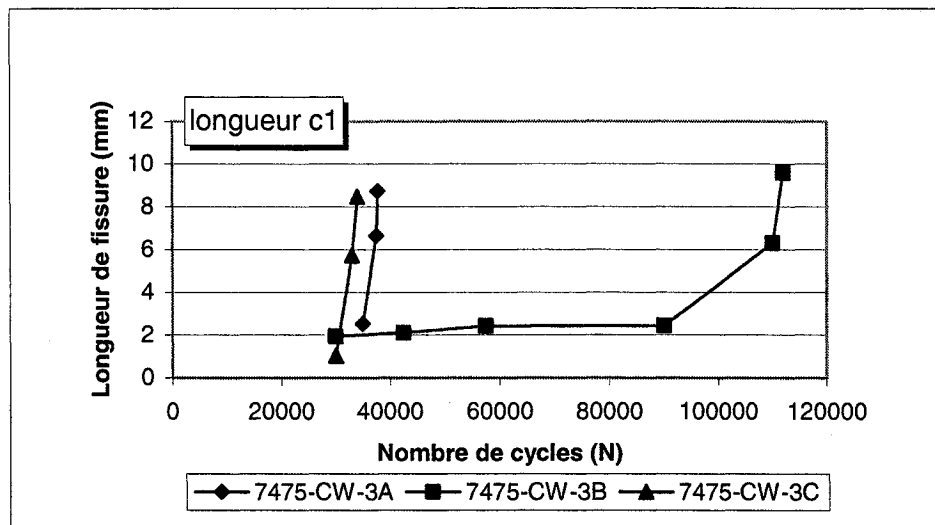


Figure E.70 Variation de la longueur de fissure c_1 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

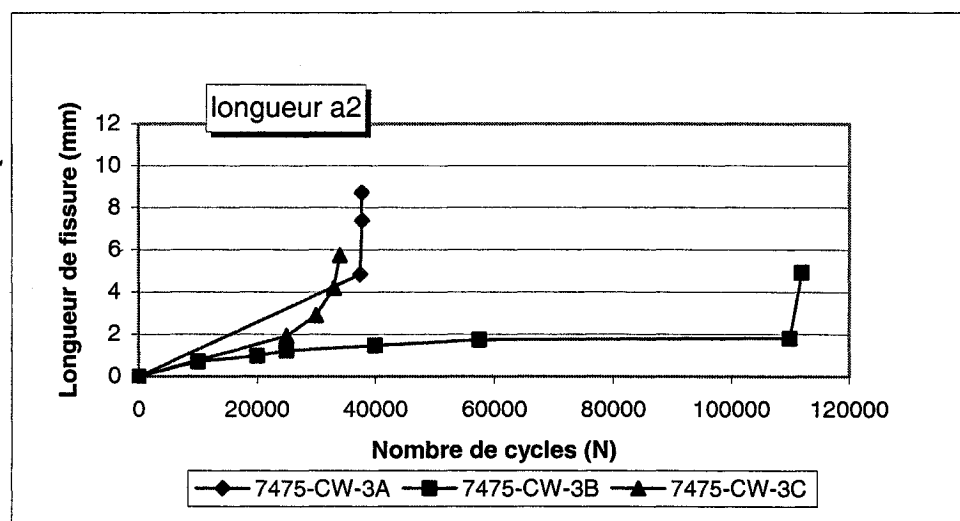


Figure E.71 Variation de la longueur de fissure a_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

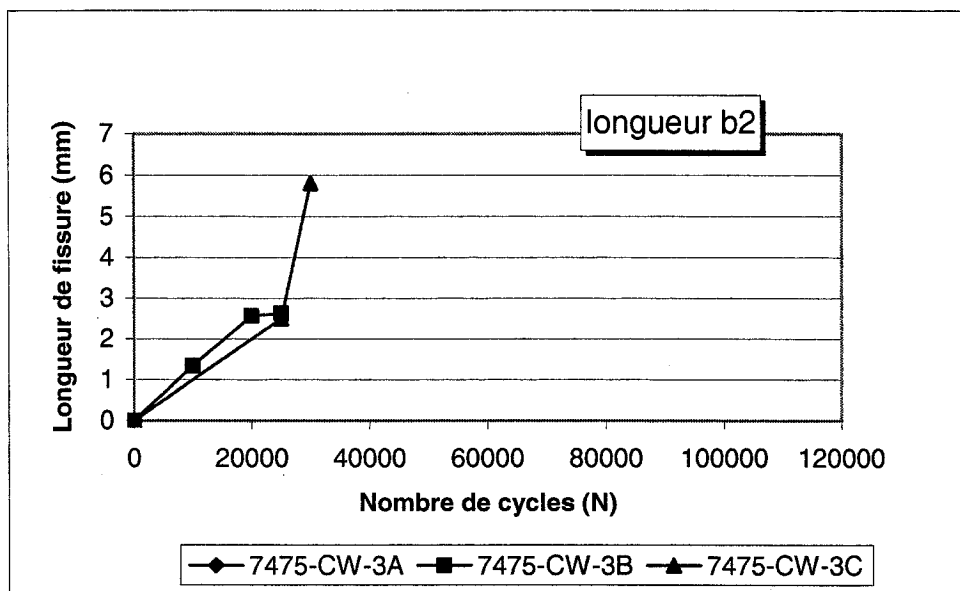


Figure E.72 Variation de la longueur de fissure b_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

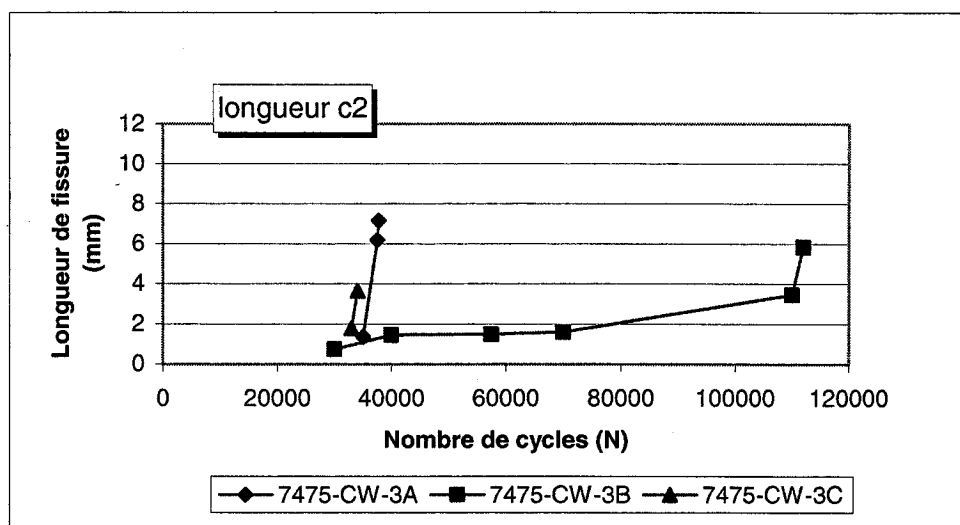
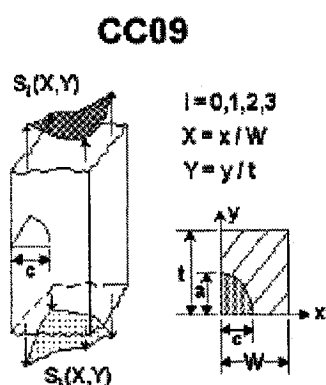


Figure E.73 Variation de la longueur de fissure c_2 en fonction du nombre de cycles appliqués, pour l'alliage Al 7475-T7351 avec trou écroui soumis au chargement cyclique 3

Annexe F

Modèle NASGRO CC10 pour une fissure coin émanant d'un trou

Cette annexe présente le modèle NASGRO CC10 utilisé pour une fissure coin émanant d'un trou. Le modèle NASGRO CC09 étant la référence de base pour CC10, il est présenté en premier.



Notes :

La longueur de la fissure en surface est identifiée par c dans NASGRO alors qu'elle est identifiée par a dans le reste de ce rapport.

La longueur de la fissure selon l'épaisseur est identifiée par a dans NASGRO alors qu'elle est identifiée par b dans le reste de ce rapport.

Figure F.1 Modèle CC09

CC09 – Corner Crack in a Plate – 2D Nonlinear Stress

Crack case CC09 is a weight function solution for the corner crack in a finite plate, which is nominally the same geometry as CC01 and CC05. The difference between CC01 and CC09 is that CC01 is defined in terms of remote tension and bending stresses, while CC09 is a weight function solution defined in terms of general nonlinear bivariant stress distributions on the crack plane in the corresponding uncracked body. CC05 and CC09 have nominally the same capabilities, but CC05 was a first-generation bivariant solution with some accuracy limitations, and CC09 is a second-generation bivariant solution with improved accuracy.

The new CC09 solution is based on a new weight function formulation and an independent set of reference solutions derived using the boundary element computer program FADD-3D (Xiao, 1998) and has no relationship to the original CC01 or CC05 solutions. The new solution provides improvements in solution accuracy in comparison to both CC01 and CC05, although a complete comparison of the three solutions has not yet been completed. The previous CC01 and CC05 solutions have been left unchanged for legacy purposes. The new CC09 solution does not yet perform automatic transitioning to a through crack in a plate, and it does not yet check for failure due to net-section yield.

The stresses are input via a file that contains the coordinates and stress values. This input format is the same as for the CC05 solution (q.v.) except the distribution of coordinates should be uniform.

The current geometry validity range for CC09 solutions is as follows:

$$0.025 \leq a/c \leq 40$$

$$0 \leq a/t \leq 0.9$$

$$0 \leq c/W \leq 0.9$$

The reference solutions along the crack perimeter near the two intersections of the corner crack with the surface generally exhibit increasing values approaching the surface and then decrease sharply immediately at the surface. The reference solutions assigned to the surface value (the c -tip or the a -tip) were selected at the maximum value of K near the corresponding surface, which typically occurred about three degrees inside the surface.

The effects of near-surface constraint on the growth of corner fatigue cracks in plates using this solution are not yet fully understood. At the present time, in order to be conservative, fatigue crack growth calculations in NASGRO do not multiply these near-surface ΔK values by the crack closure factor, β_R .

The CC09 solution uses a new bivariate weight function formulation derived by Lee (2004). The corner crack in a rectangular plate of finite width and thickness is assumed to have a quarter-elliptical shape that can be characterized by two degrees of freedom, the crack dimensions c and a in the width and thickness directions, respectively (see Figure).

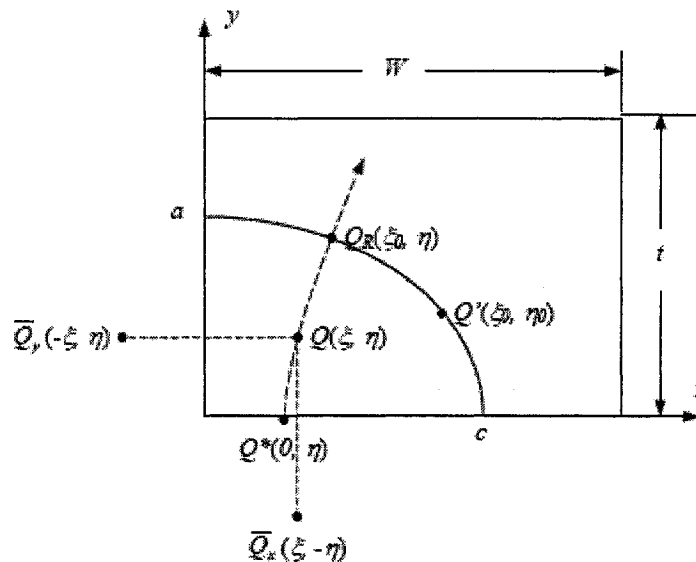


Figure F.2 Configuration et nomenclature de la géométrie pour une fissure coin dans une plaque

Due to its simplicity and accuracy, the PWF proposed by Orynyak^(1994, 1995) for an elliptical crack in an infinite body was used as the basic weight function. This form can be written as

$$W_{QQ'} = \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{\pi \ell_{QQ'}^2 \sqrt{\pi R}} \quad (1)$$

The equation represents the weighting effects on any point Q' along the crack front contributed by a point unit load applied at Q on the elliptical crack surface. Here, R is the distance between Q' and Q_0 , r the distance between Q and Q' , and $\ell_{QQ'}$ the distance between Q and Q' . The definitions for Q , Q' , Q_0 , and Q' are more concise using elliptical coordinate notation. Respectively, they are given by $Q = (\xi, \eta)$, $Q' = (\xi', \eta')$, $Q_0 = (\xi_0, \eta)$ and $Q' = (0, \eta)$ where ξ and η are the parameters in the elliptical coordinate system to identify a point along the crack plane with its origin at the center of the crack. It can be seen that Q , Q_0 , and Q' are defined along the same elliptical angle η . ξ_0 is the "elliptical radius" defining the elliptical crack front. This PWF equation is similar to the one for circular cracks derived by Kassir and Sil⁽¹⁹⁷⁵⁾ as well as Shah and Kobayashi (1971) except for different definitions for the length parameters.

To account for the free boundary correction for a quarter-elliptical corner crack in a quarter-infinite body, Eq. (1) was modified to include two additional length parameters. Now the basic point weight function applicable at Q' for a point unit load applied at Q is given by

$$W_{QQ'} = \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{\pi \ell_{QQ'}^2 \sqrt{\pi R}} \left(1 + \frac{\ell_{QQ'}^2}{\ell_{\bar{Q},Q'}^2} + \frac{\ell_{QQ'}^2}{\ell_{\bar{Q},Q}^2} \right) \quad (2)$$

The additional length parameters $\ell_{\bar{Q},Q'}$ and $\ell_{\bar{Q},Q}$ correct the free surface effects for a corner crack by assuming a symmetrical stress distribution for an imaginary prolonged crack extending into the other three quadrants. In reference to the figure, $\ell_{\bar{Q},Q'}$ is the distance between \bar{Q} and Q' , and $\ell_{\bar{Q},Q}$ the distance between \bar{Q} and Q . The locations, \bar{Q} and \bar{Q}' , are points symmetrical to the location of point load Q with respect to the x - and y -axes.

Additional correction terms are required to account for finite width and thickness effects. Following several exploratory investigations, a formulation was identified with reasonable numerical accuracy and stable convergent approach. The point weight function at Q' for a point unit load applied at Q for a quarter elliptical crack in a finite plate is thus provided by

$$W_{QQ'} = \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{\pi \ell_{QQ'}^2 \sqrt{\pi R}} \left(1 + \frac{\ell_{QQ'}^2}{\ell_{\bar{Q},Q'}^2} + \frac{\ell_{QQ'}^2}{\ell_{\bar{Q},Q}^2} \right) \left[1 + \Pi_1 \sqrt{1 - \frac{r}{R}} + \Pi_2 \left(1 - \frac{y}{y'} \right) + \Pi_3 \left(1 - \frac{x}{x'} \right) \right] \quad (3)$$

where x and y define the Cartesian coordinates of Q , and $x' = c\sqrt{1-x^2/a^2}$ and $y' = a\sqrt{1-x^2/c^2}$. The SIF can therefore be evaluated by performing surface integration across the crack area. For a given stress distribution $\sigma(x,y)$ applied on the crack plane obtained from an uncracked body subjected to remote loadings, the stress intensity factor is written as

$$K = \int_0^a \int_0^{\sqrt{1-\frac{y^2}{a^2}}} \sigma(x,y) \cdot W_{QQ'} dx dy \quad (4)$$

The parameters Π_1 , Π_2 , and Π_3 are calibrated by reference solutions at both a - and c -tips to characterize the finite boundary effects. Accordingly, in this approach, three reference stress solutions are required at each tip, and the stress intensity factor at a - and c -tips can be determined by

$$K^{a,c} = \int_0^a \int_0^{\sqrt{1-\frac{y^2}{a^2}}} \sigma(x,y) \frac{\sqrt{R^2-r^2}}{\pi^2 Q Q'' \sqrt{\pi R}} \left(1 + \frac{\ell^2 Q Q'''}{\ell^2 Q' Q''} + \frac{\ell^2 Q Q'''}{\ell^2 Q' Q''} \right) \left[1 + \Pi_1^{a,c} \sqrt{1-\frac{r}{R}} + \Pi_2^{a,c} \left(1 - \frac{y}{y'} \right) + \Pi_3^{a,c} \left(1 - \frac{x}{x'} \right) \right] dx dy \quad (5)$$

where the superscripts a and c denote parameters associated with a - and c -tips, respectively.

To facilitate the computation, Eq. (5) is preferably written in terms of elliptical coordinate parameters instead of Cartesian. For $\alpha = a/c \leq 1$, the relationships between Cartesian and elliptical coordinates (ξ, η) are as follows:

$$x = b \cosh \xi \cos \eta, \quad y = b \sinh \xi \sin \eta, \quad b = \sqrt{c^2 - a^2} \quad (6)$$

For any point along the crack front, the "elliptical radius" in elliptical coordinate system is the same and is given by

$$\xi_0 = \frac{1}{2} \ln \left(\frac{1+\alpha}{1-\alpha} \right) \quad (7)$$

The above equation is derived by eliminating the dependency on the elliptical angle η among coordinate transformation equations. The Cartesian coordinates for Q , Q_a , Q' , Q' , Q_c , and Q_c , in terms of elliptical coordinate parameters, are as follows:

$$Q = (b \cosh \xi \cos \eta, b \sinh \xi \sin \eta) \quad (8)$$

$$Q_a = (b \cosh \xi_0 \cos \eta, b \sinh \xi_0 \sin \eta) \quad (9)$$

$$Q^* = (b \cos \eta, 0) \quad (10)$$

$$Q' = (b \cosh \xi_0 \cos \eta, b \sinh \xi_0 \sin \eta) \quad (11)$$

$$\bar{Q}_x = (-b \cosh \xi \cos \eta, b \sinh \xi \sin \eta) \quad (12)$$

$$\bar{Q}_y = (b \cosh \xi \cos \eta, -b \sinh \xi \sin \eta) \quad (13)$$

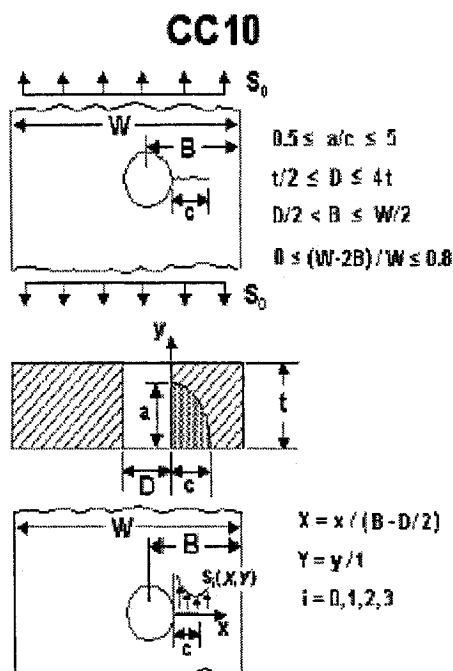
and the infinitesimal area becomes

$$dx dy = b^2 (\sinh^2 \xi + \sin^2 \eta) d\eta d\xi \quad (14)$$

Furthermore, the integration limits are converted from $y: 0 \rightarrow a\sqrt{1-x^2/c^2}$ and $x: 0 \rightarrow c$ to $\xi: 0 \rightarrow \xi_0$ and $\eta: 0 \rightarrow \pi/2$. The integration sequence is now interchangeable.

Reference Solutions

The weight function method requires an accurate set of reference solutions for a matrix of crack geometries. These reference solutions were numerically generated using the FADD3D fracture mechanics software, a general boundary element code for three-dimensional linear elastic fracture analysis (Xiao, 1998). Reference solutions were generated at 150 different combinations of geometrical aspect ratios: $a/c=0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0$; $c/W=0.1, 0.2, 0.5, 0.8, 0.9$; and $a/t=0.1, 0.2, 0.5, 0.8, 0.9$. For a/c and a/t less than 0.1 and approaching zero, reference stress solutions for edge cracks were generated (Wu, 1991). For a/c larger than 1, the reference solutions were obtained from the corresponding c/a ratios by reversing the stress field and the associated geometry dimensions. As a result, the expanded reference solution matrix constitutes a discrete database covering a complete range of aspect ratio combinations; i.e., a/c from 0 to ∞ , a/t from 0 to 0.9 and c/W from 0 to 0.9. For any arbitrary combination of aspect ratios, the reference solutions are determined from the matrix of specific solutions through Hermite interpolation. Three sets of reference solutions were determined for each crack geometry. These are denoted as solutions for unit tension, unit bending along the x -axis, and unit bending along the y -axis. The solutions were generated by applying the reference stresses on the crack plane in the corresponding uncracked body. The three reference stresses are given by $\sigma_0=1$, $\sigma_1=-y/a+1$, and $\sigma_2=-x/c+1$.

**Notes :**

La longueur de la fissure en surface est identifiée par **c** dans NASGRO alors qu'elle est identifiée par **a** dans le reste de ce rapport.

La longueur de la fissure selon l'épaisseur est identifiée par **a** dans NASGRO alors qu'elle est identifiée par **b** dans le reste de ce rapport.

Figure F.3 Modèle CC10

CC10 – Corner Crack at a Hole in a Plate – 2D Nonlinear Stress

Crack case CC10 is a weight function solution for a corner crack at an off-center hole in a finite width plate with a general bivariate stress distribution. The derivation of the weight function methodology used for this crack case is outlined in the discussion of CC09. The stress input format for CC10 is consistent with the other bivariate crack cases (CC05 & CC09) and is detailed in the discussion of CC05. Crack case CC10 does not currently support failure due to net-section yield.

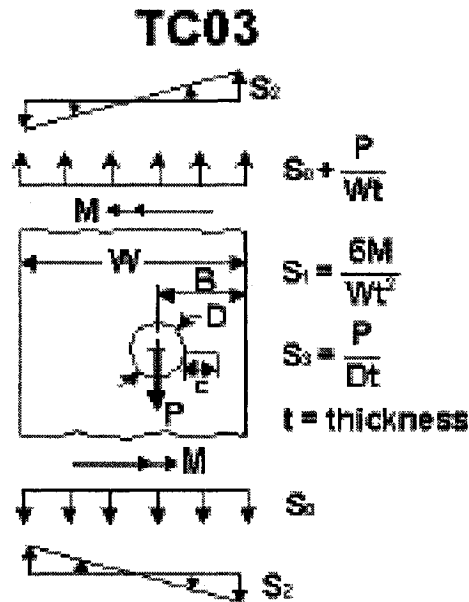
The current geometry validity range for CC10 is as follows:

$$\begin{aligned}
 0.5 &\leq a/c \leq 5 \\
 t/2 &\leq D \leq 4t \\
 D/2 &< B \leq W/2 \\
 0 &\leq (W-2B)/W \leq 0.8
 \end{aligned}$$

Annexe G

Modèle NASGRO TC13 pour une fissure traversante émanant d'un trou

Cette annexe présente le modèle NASGRO TC13 utilisé pour une fissure traversante émanant d'un trou. Le modèle NASGRO TC03 étant la référence de base pour TC13, il est présenté en premier.



Note :

La longueur de la fissure en surface est identifiée par c dans NASGRO alors qu'elle est identifiée par a dans le reste de ce rapport.

Figure G.1 Modèle TC03

TC03 – Through Crack from an Offset Hole in a Plate

$$F_0 = G_0 f_{w0}, \quad F_1 = F_0 / 2, \quad F_3 = (G_0 y / 2 + G_1) f_{w3}$$

$$G_0 = f_0(z), \quad G_1 = f_1(z) \quad \text{where} \quad z = (1 + 2u)^{-1}$$

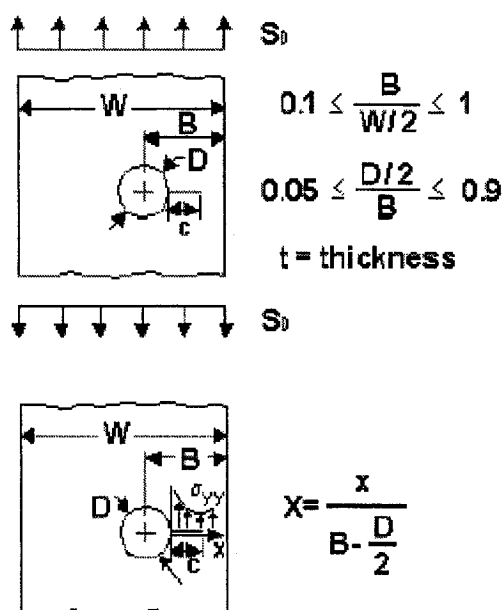
The values of f_{w0} , f_{w3} and F_2 are obtained from solutions listed in tables F1, F2 and F3 generated using the boundary element method. (only table F1 is shown here).

References: Shivakumar, 1977
Yeh, 2000

Table G.1 Normalized Stress Intensity Factor f_{w0} : Tension

| | $c/(6-D/2)$ | $D/2B=0.05$ | $D/2B=0.1$ | $D/2B=0.3$ | $D/2B=0.5$ | $D/2B=0.7$ | $D/2B=0.8$ | $D/2B=0.9$ |
|---------|-------------|-------------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| 2B/W=.1 | 0.00 | 1.094 | 1.134 | 1.183 | 1.257 | 1.734 | 2.090 | 3.062 |
| | 0.02 | 0.999 | 0.990 | 1.063 | 1.245 | 1.708 | 2.076 | 3.035 |
| | 0.05 | 0.975 | 0.990 | 1.063 | 1.239 | 1.673 | 2.060 | 3.005 |
| | 0.10 | 0.976 | 0.987 | 1.063 | 1.232 | 1.635 | 2.046 | 2.963 |
| | 0.20 | 0.949 | 0.996 | 1.077 | 1.240 | 1.643 | 2.074 | 3.051 |
| | 0.30 | 0.923 | 1.012 | 1.093 | 1.230 | 1.664 | 2.117 | 3.181 |
| | 0.50 | 0.877 | 1.056 | 1.147 | 1.282 | 1.703 | 2.193 | 3.321 |
| | 0.70 | 0.877 | 1.161 | 1.258 | 1.390 | 1.751 | 2.207 | 3.461 |
| | 0.90 | 1.103 | 1.528 | 1.656 | 1.749 | 2.014 | 2.361 | 3.637 |
| | 0.95 | 1.372 | 1.873 | 2.046 | 2.126 | 2.241 | 2.728 | 3.907 |
| | 0.98 | 1.902 | 2.526 | 2.800 | 2.846 | 3.170 | 3.752 | 5.116 |
| | 1.00 | 2.256 | 2.963 | 3.309 | 3.337 | 3.800 | 4.446 | 5.929 |
| 2B/W=.2 | 0.00 | 0.987 | 1.006 | 1.051 | 1.247 | 1.770 | 2.269 | 3.708 |
| | 0.02 | 0.991 | 0.995 | 1.053 | 1.233 | 1.757 | 2.251 | 3.598 |
| | 0.05 | 1.000 | 1.002 | 1.058 | 1.214 | 1.742 | 2.229 | 3.466 |
| | 0.10 | 1.002 | 0.979 | 1.061 | 1.193 | 1.725 | 2.209 | 3.335 |
| | 0.20 | 1.009 | 1.009 | 1.077 | 1.231 | 1.736 | 2.238 | 3.421 |
| | 0.30 | 1.017 | 1.024 | 1.099 | 1.260 | 1.766 | 2.294 | 3.563 |
| | 0.50 | 1.052 | 1.067 | 1.164 | 1.340 | 1.820 | 2.393 | 3.760 |
| | 0.70 | 1.144 | 1.170 | 1.297 | 1.485 | 1.886 | 2.427 | 3.962 |
| | 0.90 | 1.502 | 1.550 | 1.717 | 1.913 | 2.206 | 2.638 | 4.161 |
| | 0.95 | 1.771 | 1.877 | 2.059 | 2.266 | 2.462 | 3.063 | 4.499 |
| | 0.98 | 2.086 | 2.219 | 2.369 | 2.732 | 3.514 | 4.203 | 5.913 |
| | 1.00 | 2.296 | 2.449 | 2.578 | 3.049 | 4.229 | 4.974 | 6.865 |
| 2B/W=.5 | 0.00 | 0.976 | 1.006 | 1.094 | 1.366 | 2.109 | 2.923 | 5.247 |
| | 0.02 | 0.994 | 0.999 | 1.083 | 1.352 | 2.093 | 2.905 | 5.198 |
| | 0.05 | 1.001 | 1.006 | 1.089 | 1.333 | 2.075 | 2.885 | 5.146 |
| | 0.10 | 1.004 | 0.983 | 1.093 | 1.313 | 2.059 | 2.873 | 5.115 |
| | 0.20 | 1.011 | 1.016 | 1.115 | 1.361 | 2.096 | 2.939 | 5.279 |
| | 0.30 | 1.024 | 1.036 | 1.146 | 1.403 | 2.164 | 3.054 | 5.576 |
| | 0.50 | 1.073 | 1.095 | 1.244 | 1.530 | 2.333 | 3.331 | 6.307 |
| | 0.70 | 1.197 | 1.233 | 1.444 | 1.781 | 2.571 | 3.605 | 6.983 |
| | 0.90 | 1.657 | 1.734 | 2.053 | 2.486 | 3.296 | 4.288 | 7.710 |
| | 0.95 | 2.096 | 2.203 | 2.631 | 3.176 | 3.761 | 5.134 | 8.884 |
| | 0.98 | 2.771 | 2.940 | 3.316 | 4.019 | 5.654 | 7.283 | 11.942 |
| | 1.00 | 3.222 | 3.434 | 3.779 | 4.590 | 6.940 | 8.737 | 13.999 |
| 2B/W=.7 | 0.00 | 0.985 | 1.016 | 1.105 | 1.393 | 2.160 | 3.286 | 6.294 |
| | 0.02 | 0.985 | 0.987 | 1.095 | 1.369 | 2.148 | 3.266 | 6.242 |
| | 0.05 | 1.002 | 1.007 | 1.101 | 1.380 | 2.135 | 3.245 | 6.190 |
| | 0.10 | 1.005 | 0.985 | 1.090 | 1.351 | 2.127 | 3.236 | 6.172 |
| | 0.20 | 1.014 | 1.019 | 1.127 | 1.407 | 2.174 | 3.328 | 6.405 |
| | 0.30 | 1.027 | 1.040 | 1.165 | 1.460 | 2.260 | 3.496 | 6.826 |
| | 0.50 | 1.082 | 1.108 | 1.281 | 1.625 | 2.487 | 3.942 | 7.978 |
| | 0.70 | 1.225 | 1.270 | 1.520 | 1.955 | 2.836 | 4.504 | 9.396 |
| | 0.90 | 1.767 | 1.857 | 2.274 | 2.840 | 3.850 | 5.843 | 11.335 |
| | 0.95 | 2.149 | 2.260 | 2.811 | 3.540 | 4.875 | 7.249 | 13.610 |
| | 0.98 | 2.736 | 2.880 | 3.702 | 4.601 | 6.207 | 10.703 | 18.433 |
| | 1.00 | 3.128 | 3.295 | 4.304 | 5.321 | 7.112 | 13.042 | 21.679 |
| 2B/W=1. | 0.00 | 0.998 | 1.029 | 1.127 | 1.446 | 2.191 | 3.422 | 6.709 |
| | 0.02 | 0.995 | 1.002 | 1.113 | 1.423 | 2.179 | 3.316 | 6.450 |
| | 0.05 | 1.003 | 1.010 | 1.119 | 1.432 | 2.166 | 3.187 | 6.140 |
| | 0.10 | 1.006 | 0.987 | 1.108 | 1.401 | 2.158 | 3.056 | 5.835 |
| | 0.20 | 1.014 | 1.022 | 1.145 | 1.461 | 2.208 | 3.139 | 6.054 |
| | 0.30 | 1.028 | 1.044 | 1.185 | 1.520 | 2.298 | 3.295 | 6.459 |
| | 0.50 | 1.087 | 1.117 | 1.309 | 1.694 | 2.555 | 3.725 | 7.614 |
| | 0.70 | 1.248 | 1.299 | 1.570 | 2.035 | 2.982 | 4.309 | 9.173 |
| | 0.90 | 1.916 | 2.023 | 2.533 | 3.249 | 4.286 | 5.761 | 11.502 |
| | 0.95 | 2.593 | 2.765 | 3.522 | 4.478 | 5.617 | 7.316 | 14.088 |
| | 0.98 | 3.825 | 4.116 | 5.343 | 6.819 | 8.460 | 11.063 | 19.823 |
| | 1.00 | 4.648 | 5.021 | 6.572 | 8.410 | 10.392 | 13.601 | 23.681 |

TC13



Note :

La longueur de la fissure en surface est identifiée par c dans NASGRO alors qu'elle est identifiée par a dans le reste de ce rapport.

Figure G.2 Modèle TC13

TC13 – Through Crack at an Off-Center Hole in a Plate– Nonlinear Stress

Crack case TC13 is a weight function solution for a through surface crack at an off-center hole in a finite width plate with a general nonlinear stress distribution. It has nominally the same geometry as TC03. The crack is assumed to propagate along the smaller net section of the two formed by the off-center through-thickness hole in the plate. The difference between TC03 and TC13 is that TC03 is defined in terms of remote loads, moments, and pin loads, while TC13 is a weight function solution defined in terms of general nonlinear stress distributions on the crack plane in the corresponding uncracked body. The TC03 solution scheme is thus restricted by these three specific loading conditions, whereas TC13 is a more powerful analysis tool for analyzing cracked components subjected to any complex loadings where stress variations along the crack plane in the uncracked body are available. The derivation of the TC13 weight functions is based on the TC03 solutions for a plate subjected to remote uniform tension, and hence the two solutions are consistent for uniform remote tension. The new TC13 solution does not yet check for failure due to net-section yield. For this and other legacy reasons, TC03 is still retained.

Crack case TC13 provides consistent stress intensity factor solutions for stresses in two different input forms:

1. The fundamental weight function solution permits direct input of the principal normal stresses on the crack plane as pairs of $[(x/t)_i, S_i]$, where the x -axis originates from the root of the hole and

extends along the smaller net section of the two formed by the through-thickness hole in the plate.

2. The user can alternatively input a uniform remote tension stress on the plate. The code internally calculates the local stresses along the crack plane in the corresponding uncracked body, including the effects of the off-center hole, and then invokes the same weight function solution as above. It is not yet possible to input a uniform remote moment or pin load with this crack case.

The geometry validity range for all TC13 solutions is as follows:

$$\begin{aligned} 0.1 &\leq 2B/W \leq 1.0 \\ 0.05 &\leq D/(2B) \leq 0.9 \\ 0.001 &\leq a/(B-D/2) \leq 0.999 \end{aligned}$$

The weight function for a through crack at an off-center hole in a finite plate is analytically derived. The formulation is based on the stress variation along the net section formed by a through-thickness hole in a plate subjected to remote tension, and the tabulated stress intensity factors for TC03 (see table G1). The net section stress variation is designated as the reference stress and was determined using two-dimensional finite element analysis. The stress variation can be simplified as a two-terms product; net section stress as a function of $2B/W$ and $D/(2B)$, and normalized stress variation as a function of $D/(2B)$ and normalized coordinate $x/(B-D/2)$, or equivalently,

$$\sigma(x) = \sigma_{net} \left(\frac{2B}{W}, \frac{D}{2B} \right) \cdot \bar{\sigma} \left(\frac{D}{2B}, \frac{x}{B-D/2} \right)$$

where σ_{net} is the net section stress, and $\bar{\sigma}$ the normalized stress variation whose profile is dictated by the ratio of the hole radius to the offset only.

Using the tabulated stress intensity factors for TC03 as the reference solutions, the weight function for a through surface crack at an off-center hole in a finite plate is given by

$$w_c \left(\tilde{x}, \xi, \frac{2B}{W}, \frac{D}{2B} \right) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\xi}} \sum_{i=1}^5 \beta_i \left(\xi, \frac{2B}{W}, \frac{D}{2B} \right) \left(1 - \frac{\tilde{x}}{\xi} \right)^{i-\frac{3}{2}}$$

where i varies from 1 to 5, ξ symbolizes the normalized crack length $a/(B-D/2)$, and \tilde{x} the normalized coordinate varying from 0 to ξ . The coefficients β_i 's are tabulated as a function of normalized crack depth ξ , and normalized plate dimensions, $2B/W$ and $D/(2B)$. For a general stress variation $\sigma(x)$, the SIF can thus be expressed in terms of an integral over the whole crack depth:

$$K\left(\xi, \frac{2B}{W}, \frac{D}{2B}\right) = \sqrt{R} \cdot \int_0^{\xi} \sigma(\tilde{x}) w_r\left(\tilde{x}, \xi, \frac{2B}{W}, \frac{D}{2B}\right) d\tilde{x}$$

The integration is carried out numerically using Gauss-Chebyshev quadrature with convergence check.

Annexe H

Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales

Les figures suivantes présentent les courbes de propagation de fissures obtenues analytiquement avec le logiciel NASGRO. La discontinuité présente dans chaque courbe correspond à la transition entre une fissure coin et une fissure traversante.

Dans chaque cas la courbe expérimentale de propagation la plus rapprochée a été tracée pour fins de comparaison. Les points expérimentaux sont les moyennes des mesures à la face supérieure et à la face inférieure de l'échantillon.

Aucune courbe n'est présentée pour l'alliage Al 2024-T351 avec trou écroui au niveau de chargement 1 puisqu'il n'a pas été possible de compléter l'analyse avec NASGRO, les limites dimensionnelles pour la fissure coin ayant été atteintes (voir annexe F).

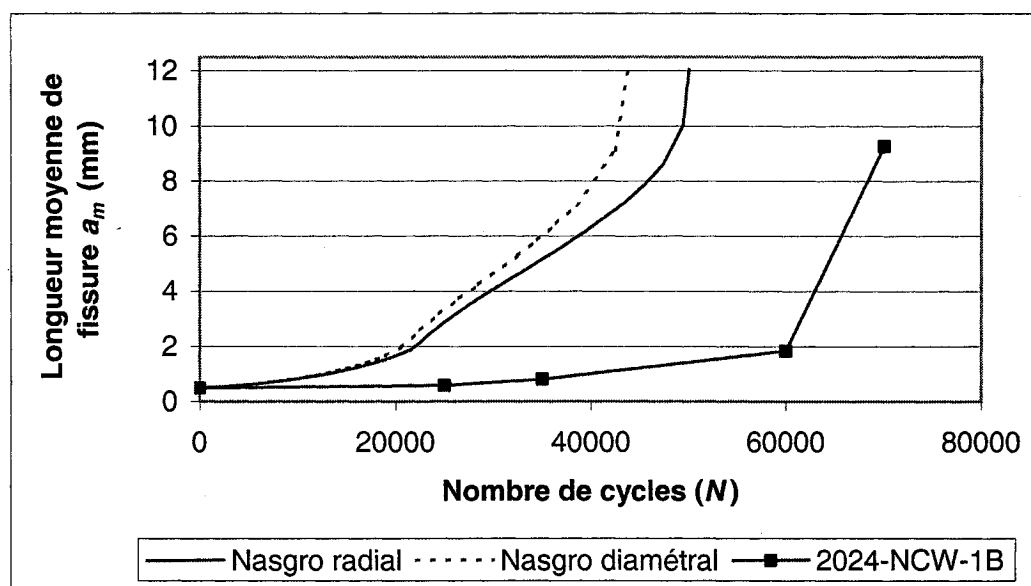


Figure H.1 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 1 (Al 2024-T351)

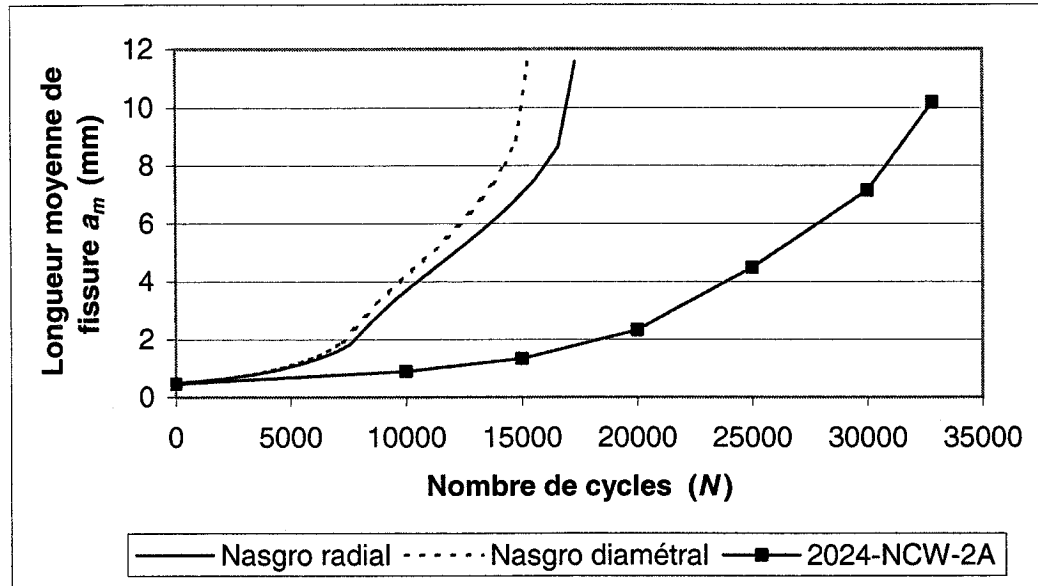


Figure H.2 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 2 (Al 2024-T351)

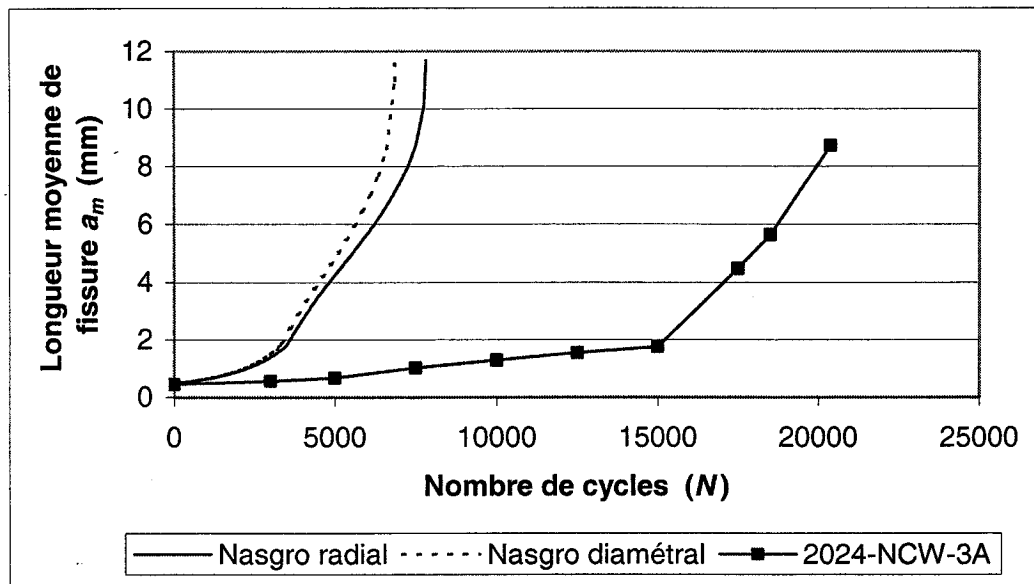


Figure H.3 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 3 (Al 2024-T351)

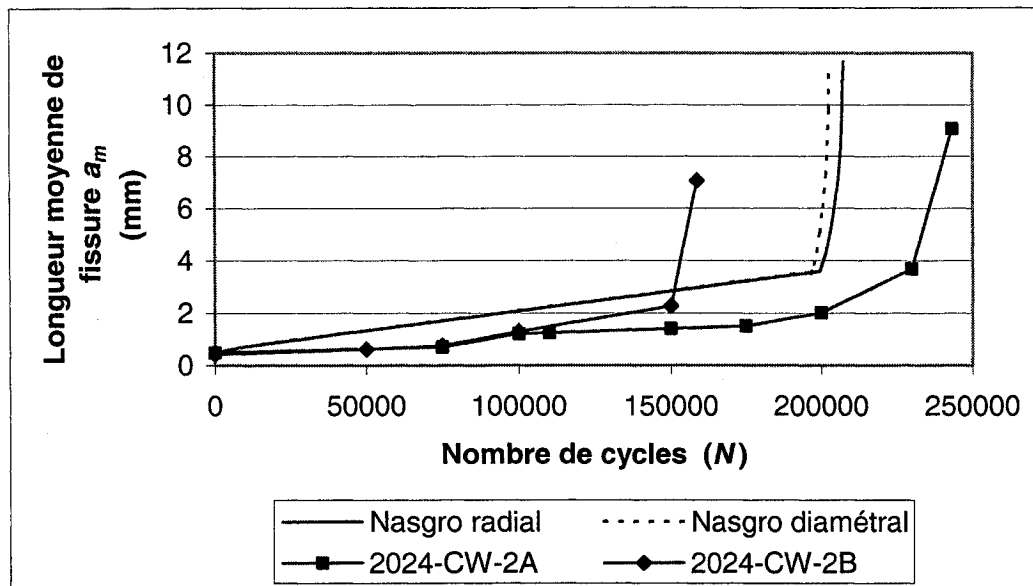


Figure H.4 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise au chargement 2 (Al 2024-T351)

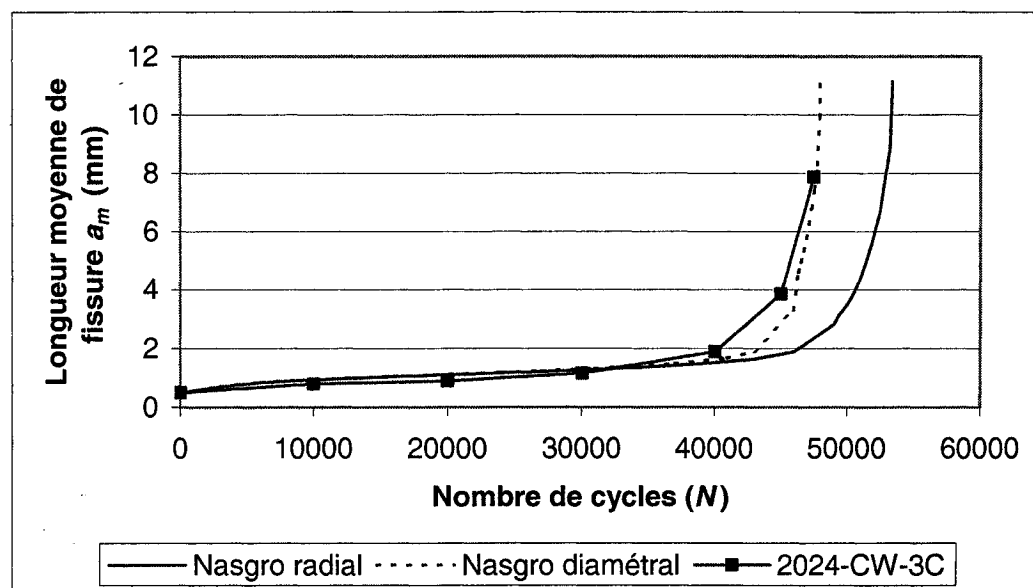


Figure H.5 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise au chargement 3 (Al 2024-T351)

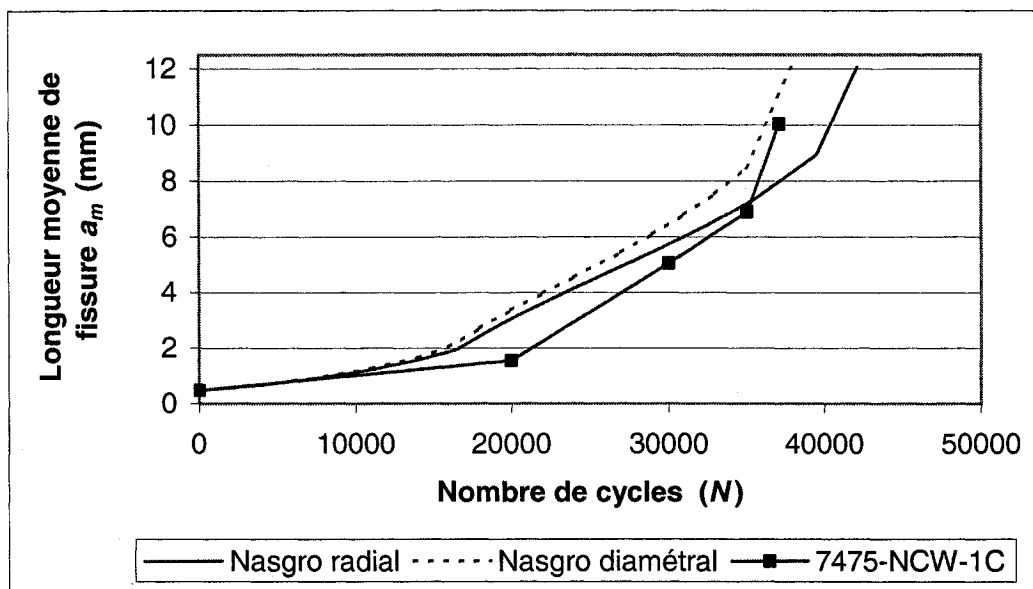


Figure H.6 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 1 (Al 7475-T7351)

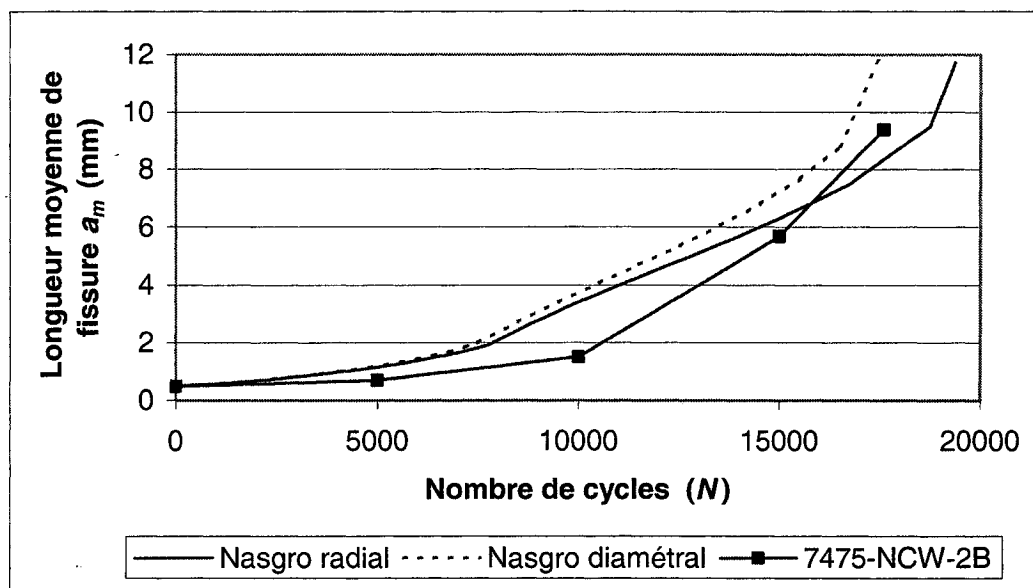


Figure H.7 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 2 (Al 7475-T7351)

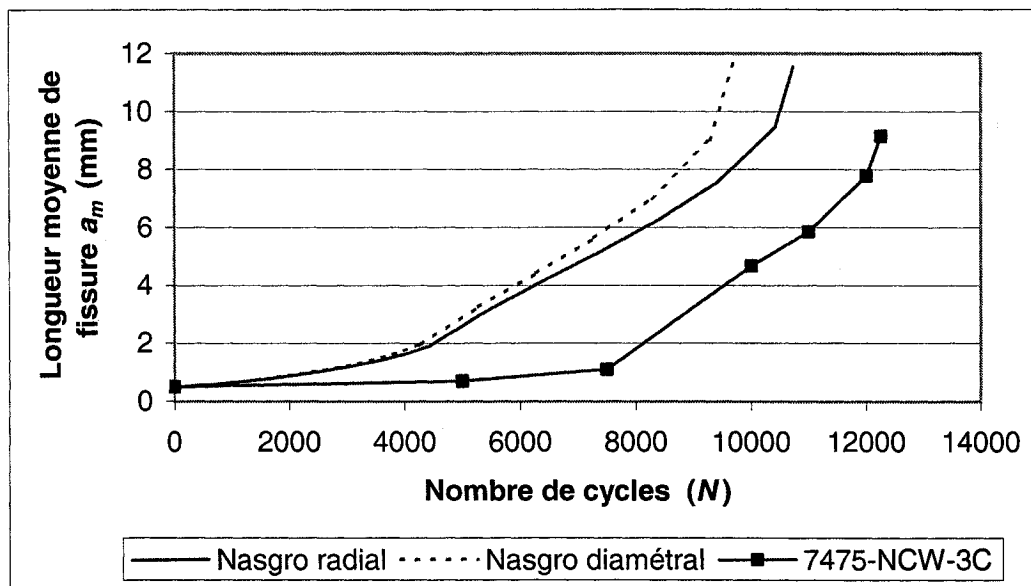


Figure H.8 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou non-écroui soumise au chargement 3 (Al 7475-T7351)

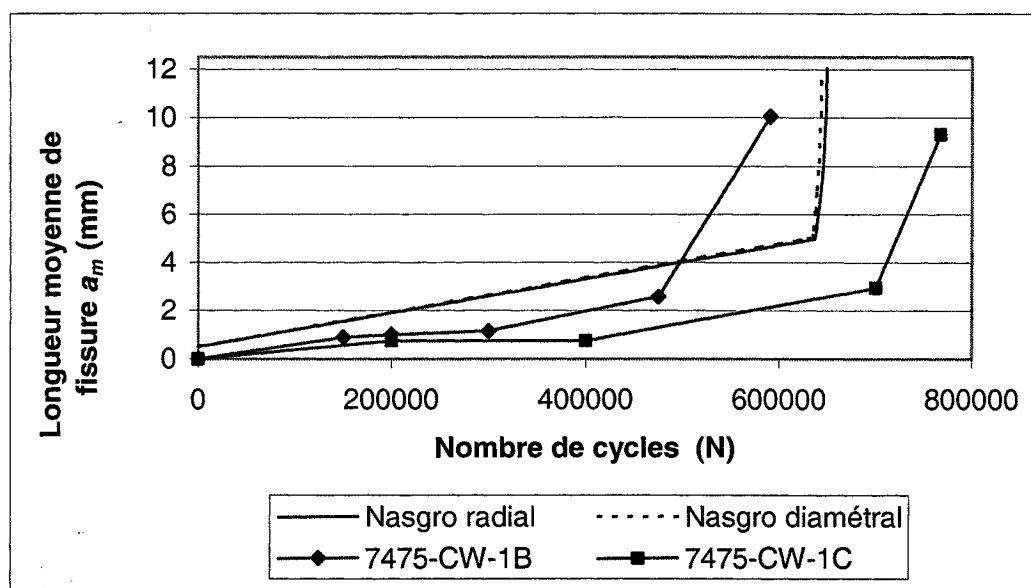


Figure H.9 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroui soumise au chargement 1 (Al 7475-T7351)

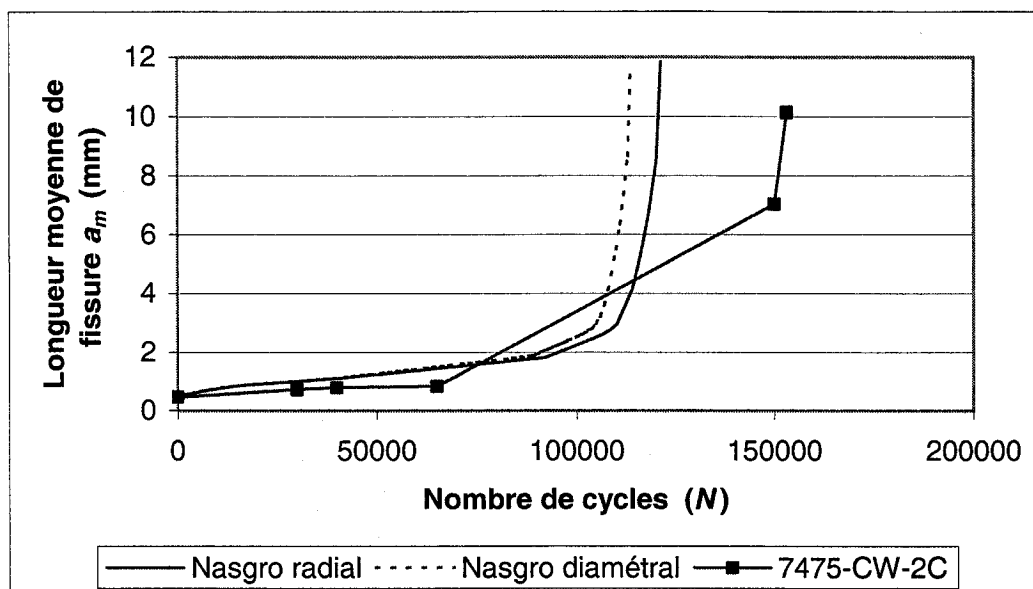


Figure H.10 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroûi soumise au chargement 2 (Al 7475-T7351)

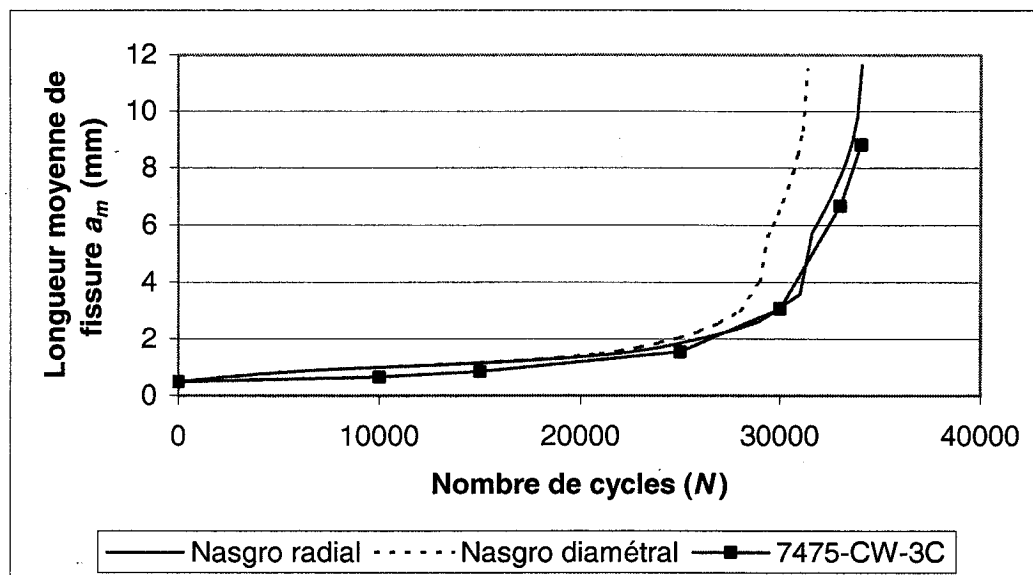


Figure H.11 Courbes de propagation de fissure, analytiques (NASGRO) et expérimentales, pour une plaque ayant un trou écroûi soumise au chargement 3 (Al 7475-T7351)